

# **Modellierung der eindimensionalen Abpressung von Zuckerrübenschnitzeln**

Von der Gemeinsamen Naturwissenschaftlichen Fakultät  
der Technischen Universität Carolo-Wilhelmina  
zu Braunschweig

zur Erlangung des Grades eines  
Doktors der Naturwissenschaften  
(Dr. rer. nat.)

genehmigte

Dissertation

von

Yixiang Hua

aus Hubei, V. R. China

1. Referent: Prof. Dr. K. Buchholz  
2. Referent: Prof. Dr. A. Schumpe  
eingereicht am: 09.03.1998  
mündliche Prüfung am: 19.06.1998  
Druck: 1998

## **Vorwort**

Die vorliegende Arbeit wurde in der Zeit von Februar 1994 bis Januar 1998 am Institut für Technologie der Kohlenhydrate an der Technischen Universität Braunschweig angefertigt.

Herrn Prof. Dr. K. Buchholz danke ich für die Überlassung des interessanten Themas und die verständnisvolle Unterstützung.

Herrn Prof. Dr. A. Schumpe danke ich für die Übernahme des Korreferats und die kritische Durchsicht der Arbeit.

Herrn Prof. Dr. J. Hentze danke ich für die Unterstützung bei der Anbahnung meiner Promotion.

Herrn Dr. C. Buttersack möchte ich an dieser Stelle besonders für die vielseitige Betreuung, die konstruktiven Diskussionen und die kritische Durchsicht dieser Arbeit danken. Herrn Dipl.-Chem. V. Timme danke ich für die Diskussionen und die sprachlichen Korrekturen des Manuskripts. Allen anderen Mitgliedern des Zuckerinstituts sei an dieser Stelle für jeglichen Beitrag gedankt, der zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen hat.

Dem Chinesischen Staatlichen Ausbildungskomitee und der Stiftung der Braunschweigischen Maschinenbauanstalt (BMA) bin ich für die finanzielle Unterstützung sehr dankbar.

Nicht zuletzt danke ich meiner Familie für das Verständnis und die Geduld.

# Inhalt

## 1 Einleitung 1

- 1.1 Industrielle Bedeutung 1
- 1.2 Notwendigkeit zur Entwicklung grundlegender Erkenntnisse 1
- 1.3 Stand der bisherigen Forschung 3
  - 1.3.1 Technische Pressen 3
  - 1.3.2 Mathematische Modellierung 4
  - 1.3.3 Einfluß von Preßhilfsmitteln, der Temperatur während der Extraktion und des Saccharosegehaltes der abzapressenden Flüssigkeit 5
- 1.4 Aufgabenstellung 6

## 2 Eigenschaft der Zuckerrübe 8

- 2.1 Native Zuckerrübe 8
  - 2.1.1 Morphologischer Aufbau 8
  - 2.1.2 Ultrastruktur der ausreifenden Zuckerrübe 9
  - 2.1.3 Chemische Komponenten der Zellwand 12
  - 2.1.4 Supramolekulare Organisation der Zellwand 23
  - 2.1.5 Physikalische Eigenschaften der nativen Zellwand 28
- 2.2 Denaturierte Zuckerrübe 30
  - 2.2.1 Thermische Behandlung 30
  - 2.2.2 Modifizierung durch Ionenaustausch 39
  - 2.2.3 Natur der abzapressenden Flüssigkeit 44

## 3 Modell 46

- 3.1 Zur Modellierung 46
- 3.2 Modell nach Shirato et al. 49
  - 3.2.1 Primäre und sekundäre Konsolidierung 49
  - 3.2.2 Basisgleichung 49
  - 3.2.3 Anfangs- und Randbedingungen 52
  - 3.2.4 Vereinfachte analytische Lösung 52
  - 3.2.5 Einige Anmerkungen 54
- 3.3 Modell nach Lanoisellé et al. 56
  - 3.3.1 Drei Volumenfraktionen, Flüssigkeits- bzw. Feststoffdruck und Flüssigkeitsströmung 56
  - 3.3.2 Basisgleichung 58
  - 3.3.3 Anfangs- und Randbedingungen 59
  - 3.3.4 Vereinfachte analytische Lösung 59
- 3.4 Modell nach Buttersack 60
  - 3.4.1 Komprimierte Zone 60
  - 3.4.2 Durchschnittlicher Feststoffdruck in der komprimierten Zone 62
  - 3.4.3 Kinetik 63

## 4 Modellprüfung 64

- 4.1 Prüfung des Modells nach Shirato et al. 64
  - 4.1.1 Berechnung der Modellparameter 64
  - 4.1.2 Einfluß der Schnitzeleinwaage auf die Modellparameter 66
  - 4.1.3 Einfluß des Drucks auf die Modellparameter 69

- 4.1.4 Gesamtergebnis 73
- 4.2 Prüfung des Modells nach Lanoisellé et al. 74
  - 4.2.1 Berechnung der Modellparameter 74
  - 4.2.2 Retardationszeiten  $t_{R,0}$ ,  $t_{R,1}$ ,  $t_{R,2}$ ,  $t_{R,3}$  77
  - 4.2.3 Festigkeit verschiedener Hohlräume 78
  - 4.2.4 Spezifische Volumina verschiedener Hohlräume 78
  - 4.2.5 Gesamtergebnisse 81
- 4.3 Prüfung des Modells nach Buttersack 81
  - 4.3.1 Einfluß der Schnitzeinwaage auf die Parameter 82
  - 4.3.2 Einfluß des Drucks auf die Modellparameter 84
  - 4.3.3 Gesamtergebnisse 86
- 4.4 Diskussion 86
  - 4.4.1 Nicht-lineare Viskoelastizität 86
  - 4.4.2 Vergleich der Modelle von Shirato et al. und Lanoisellé et al. 87
  - 4.4.3 Vergleich der Modelle von Shirato et al. und Buttersack 89
  - 4.4.4 Endzustand nach Shirato et al., Lanoisellé et al. und Buttersack 90

## **5 Abhängigkeit des Trockensubstanzgehaltes von der Natur der Schnitzel 92**

- 5.1 Zeitlicher Verlauf des aus der Preßkuchenhöhe ermittelten Trockensubstanzgehaltes 92
  - 5.1.1 Berechnung des Trockensubstanzgehaltes 92
  - 5.1.2 Einfluß der Einwaage 95
  - 5.1.3 Einfluß des Drucks 96
  - 5.1.4 Einfluß des Ionenaustausches 98
  - 5.1.5 Einfluß der Saccharose 100
  - 5.1.6 Einfluß der Temperatur während der Extraktion 100
  - 5.1.7 Wirtschaftlicher Trockensubstanzgehalt 101
- 5.2 Anwendung der Standardmethode 103
  - 5.2.1 Fehlerabweichung 103
  - 5.2.2 Einfluß der Schnitzeinwaage auf die Modellparameter 105
  - 5.2.3 Einfluß des Drucks auf die Modellparameter 107
- 5.3 Einfluß von Preßhilfsmitteln (Ionenaustausch) 111
- 5.4 Einfluß der Saccharose 115
- 5.5 Einfluß der Extraktionstemperatur 117
- 5.6 Diskussion 121
  - 5.6.1 Endelastizität 121
  - 5.6.2 Kinetischer Parameter 123
  - 5.6.3 Weitere Verbesserung der Schnitzelentwässerung 124
- 5.7 Kurze Zusammenfassung 125

## **6 Weiterentwicklung des Zwei-Zonen-Modells 127**

- 6.1 Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit 127
  - 6.1.1 Modell 127
  - 6.1.2 Experimentelle Prüfung und Diskussion 129
  - 6.1.3 Kurze Zusammenfassung 135
- 6.2 Prozeß unter konstantem Druck anschließend an einen Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit 135

- 6.2.1 Modifizierung der kinetischen Gleichung 136
- 6.2.2 Experimentelle Prüfung 138
- 6.2.3 Kurze Zusammenfassung 141

## **7 Zusammenfassung 143**

- 7.1 Modellierung 143
- 7.2 Empirische Zusammenhänge bei der Schnitzelabpressung 145
- 7.3 Anwendung des Zwei-Zonen-Modells 146

## **8 Experimenteller Teil 148**

- 8.1 Laborextraktion 148
- 8.2 Nachbehandlung der industriell extrahierten Schnitzel 148
  - 8.2.1 Ionenaustausch 148
  - 8.2.2 Einwirkung der Saccharose 149
- 8.3 Abpressung 149
  - 8.3.1 Presse 149
  - 8.3.2 Schnitzelabpressung 152
- 8.4 Auswertung der Versuchsdaten 152
  - 8.4.1 Original-Zeit 152
  - 8.4.2 Preßkuchenhöhe 154
  - 8.4.3 Anfangspunkt des Preßvorganges unter konstantem Druck 155

## **Literatur 157**

# Abkürzungen und Formelzeichen

## Abkürzungen

AG	Aglycon
Ara	Arabinose
Fuc	Fucose
Gal	Galaktose
GalA	Galakturonsäure
Glc	Glucose
GlcA	Glukuronsäure
Hyp	Hydroxyprolin
Lys	Lysin
Man	Mannose
Pro	Prolin
Rha	Rhamnose
Ser	Serin
Tyr	Tyrosin
XG	Xyloglukan
Xyl	Xylose

## Formelzeichen

### Gemeinsame Formelzeichen für die Modellierung der Prozesse unter konstantem Druck

$\mu_L$	Viskosität der Flüssigkeit, [bar·min]
$\rho_L$	Dichte der Flüssigkeit, [g/cm <sup>3</sup> ]
$\rho_S$	Dichte des Feststoffs, [g/cm <sup>3</sup> ]
$\varepsilon$	negative Volumen-Dehnung zur Zeit $t$ , $\varepsilon \equiv 1-h/h_0$
$\varepsilon_E$	negative Volumen-Dehnung zur Zeit $t = \infty$ , $\varepsilon_E \equiv 1-h_E/h_0$
$c_z$	Saccharosekonzentration der ausgepreßten Flüssigkeit, [%]
$e_0, e, e_E$	Leerraumverhältnis (Verhältnis des Leerraumvolumens zum Feststoffvolumen) zur Zeit $t = 0, t$ und $\infty$ , [-]
$h_0, h, h_E$	Preßkuchenhöhe zur Zeit $t = 0, t$ und $\infty$ ( $h_E$ als Endhöhe genannt), [mm]
$h_F$	gemessene Höhe des Preßkuchens am Ende des Versuches ( $h_F$ als Finalhöhe genannt), [mm]
$m, m_L, m_S$	auf die Sieboberfläche bezogene Masse des gesamten Materials, der zuckerhaltigen Flüssigkeit bzw. der Trockenmasse ausschließlich der Saccharose der Schnitzel, [g/cm <sup>2</sup> ]
$M_0$	Schnitzeleinwaage der Abpressung, [g]
$M_F$	Auswaage der Schnitzel der Abpressung, [g]
$p_0$	angewandter konstanter Druck, [bar]
$p_S$	lokaler auf den Feststoff wirkender Druck zur Zeit $t$ , [bar]
$t$	Preßzeit bei konstantem Druck, [min]
$TS$	Trockensubstanzgehalt des Preßgutes zur Zeit $t$ , [%]
$TS_0$	Aus $h_0$ berechneter anfänglicher Trockensubstanzgehalt der Schnitzel, [%]
$TS_a$	gemessener Trockensubstanzgehalt der Schnitzel vor der Abpressung, [%]
$TS_E$	theoretischer Endtrockensubstanzgehalt ( $t = \infty$ ), [%]
$TS_F$	gemessener Trockensubstanzgehalt der Schnitzel am Ende des Versuches, [%]
$TS_n$	Trockensubstanzgehalt ohne Saccharose des Preßgutes zur Zeit $t$ , [%]
$U$	Abpreßgrad zur Zeit $t$ , nämlich $U = \frac{V}{V_E} = \frac{h_0 - h}{h_0 - h_E}$ , [-]
$u_z$	auf die $z$ -Achse bezogene absolute Strömungsgeschwindigkeit, [mm/min]
$V, V_E$	auf die Sieboberfläche bezogenes ausgepreßtes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit $t = t$ bzw. $\infty$ ,

	[mm]
$X$	Flüssigkeitsbeladung des Materials [-], $X \equiv \frac{m_L}{m_s} = \frac{1 - TS}{TS - c_z} = \frac{1 - TS_n}{TS_n}$

### Modell nach Shirato et al.

$\mu_s$	Viskosität des Feststoffes, [bar·min]
$\alpha$	konstanter Filtrationskoeffizient, [mm/g]
$\eta$	reziproke Retardationszeit oder Verhältnis vom Kompressionsmodul ( $E_2$ ) der Feder zur Viskosität $\mu_2$ des Dämpfers im Voigt-Element, $\eta \equiv E_2/\mu_2$ , [min <sup>-1</sup> ]
$\Theta_1$	von der Flüssigkeitsströmung bei der primären Konsolidierung verursachte Retardationszeit, $\Theta_1 = a_n \omega_0^2 / 2C_e$ , [min]
$\Theta_2$	von der Flüssigkeitsströmung bei der sekundären Konsolidierung verursachte Retardationszeit, $\Theta_2 = a_n \omega_0^2 / 2C_e'$ , [min]
$\Theta_3$	Retardationszeit des Kriechens des Feststoffs nach Shirato et al., $\Theta_3 \equiv 1/\eta$ , [min]
$\tau$	Dauer der Spannung $dp_s(\tau)$ , [min]
$\omega$	Materialkoordinate, [mm]
$\omega_0$	gesamtes Feststoffvolumen pro Querschnittfläche, [mm]
$a_c$	konstanter Koeffizient der Kompressibilität für die sekundäre Konsolidierung $a_c = -(\partial e / \partial p_s)_c = (1 + e_0) / E_2$ , [bar <sup>-1</sup> ]
$a_E$	konstanter Koeffizient der Kompressibilität für die primären Konsolidierung nach Shirato et al. $a_E = -(\partial e / \partial p_s)_E = (1 + e_0) / E_1$ , [bar <sup>-1</sup> ]
$a_n$	Konstante, $a_n = 8/[(2n-1)\pi]^2$ , $n = 1, 2, 3, \dots$
$B$	Verhältnis der sekundären Konsolidierung zur gesamten Konsolidierung $B \equiv a_c / (a_E + a_c)$ , [-]
$C_e$	modifizierter Konsolidierungskoeffizient, $C_e \equiv 1/\mu_L \alpha \rho_s a_E$ , [mm <sup>2</sup> /min]
$C_e'$	modifizierter Koeffizient der sekundären Konsolidierung, $C_e' \equiv 1/\mu_L \alpha \rho_s a_c$ , [mm <sup>2</sup> /min]
$e_0, e, e_E$	auf die $\omega$ -Achse bezogenes Leerraumverhältnis zur Zeit $t = 0, t$ und $\infty$ , [-]
$p_{s,0}$	anfänglicher Feststoffdruck, [bar]
$u$	auf die $\omega$ -Achse bezogene relative Strömungsgeschwindigkeit, [mm/min]
$W$	örtliches relatives Trockensubstanzvolumen zur Zeit $t$ , [-]
$z$	Ortskoordinate, $0 \leq z \leq h(t)$ , [mm]

### Modell nach Lanoisellé et al.

$\lambda_{2-1}$	Modellparameter der Massenströmung vom extrazellulären Leerraum in den Zwischenteilchenraum, [min/mm]
$\lambda_{3-2}$	Modellparameter der Massenströmung vom interzellulären in den extrazellulären Leerraum, [min/mm]
$\delta_1, \delta_2, \delta_3, \delta$	relativer Kompressionsmodul: $\delta_1 \equiv \frac{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1E}}{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1C}}; \delta_2 \equiv \frac{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1E}}{-(\partial p_s / \partial e_2)}; \delta_3 \equiv \frac{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1E}}{-(\partial p_s / \partial e_3)}; \delta \equiv 1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3$
$\tau$	Dauer der Spannung $dp_s(\tau)$ , [min]
$C_1, C_2, C_3$	konstante Verhältnisse der relativen Kompressionsmodule $C_3 = \frac{\delta_3}{1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3}; C_2 = \frac{\delta_2}{1 + \delta_1 + \delta_2}; C_1 = \frac{\delta_1}{1 + \delta_1}$
$e_0, e, e_E$	auf die Ortskoordinate ( $z$ -Achse) bezogenes Leerraumverhältnis zur Zeit $t = 0, t$ bzw. $\infty$ , [-]
$e_1, e_2, e_3$	auf Feststoffvolumen bezogener Leerraum (Leerraumverhältnis) zwischen den Zuckerrübenschnitteln ( $e_1$ ), zwischen ( $e_2$ ) bzw. in den Zellen ( $e_3$ ), [-]
$k_1, k_2, k_3$	kinetische Parameter der Strömungsgeschwindigkeiten in der drei Leerräumen, [mm <sup>2</sup> ]
$p_{L,1}, p_{L,2}, p_{L,3}$	den drei Leerräumen ( $V_1, V_2, V_3$ ) entsprechende drei Flüssigkeitsdrücke, [bar]
$p_{s,0}$	anfänglicher Feststoffdruck, [bar]



$t_{R,0}, t_{R,1}$	Retardationszeiten der primären und sekundären Konsolidierung des Leerraums zwischen den Zuckerrübenschnitzeln, [min]
$t_{R,2}$	Retardationszeit der Deformation der Leerraums zwischen den Zellen, [min]
$t_{R,3}$	Retardationszeit der Deformation der Zellen, [min]
$u_1, u_2, u_3$	auf z-Achse bezogene Strömungsgeschwindigkeiten in der drei Leerräumen, [mm/min]
$U_{k0}, U_{k1}, U_{k2},$	korrigierter Abpreßgrad [-]
$U_{k3}$	
	$U_{k3} \equiv U = \frac{h_0 - h}{h_0 - h_E}; U_{k2} \equiv \frac{U_{k3} - C_3 \cdot [1 - \exp(-t / t_{R,3})]}{1 - C_3}$
	$U_{k1} \equiv \frac{U_{k2} - C_2 \cdot [1 - \exp(-t / t_{R,2})]}{1 - C_2}; U_{k0} \equiv \frac{U_{k1} - C_1 \cdot [1 - \exp(-t / t_{R,1})]}{1 - C_1}$
$V_i$ (i=1, 2, 3)	Leerraum zwischen den Zuckerrübenschnitzeln ( $V_1$ ), Raum zwischen den Zellen (Interzellular-Raum) ( $V_2$ ) bzw. Volumen der Zellen (Interzellular-Raum) ( $V_3$ ) pro Sieboberfläche, [mm]
$V_i'$ (i=1, 2, 3)	mit dem Druck $p_0$ aus den jeweiligen Räumen (i=1, 2, 3) ausgepreßtes, auf die Sieboberfläche bezogenes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit $t$ , [mm]
$V_{i,max}'$ (i=1, 2, 3)	mit dem Druck $p_0$ aus den jeweiligen Räumen (i=1, 2, 3) ausgepreßtes, auf die Sieboberfläche bezogenes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit $t = \infty$ , [mm]
$w_{2-1}$	Massenströmung pro Querschnittfläche vom extrazellulären Raum in den Zwischenteilchenraum, [g/mm <sup>2</sup> ·min]
$w_{3-2}$	Massenströmung pro Querschnittfläche vom interzellulären Raum in den extrazellulären Raum, [g/mm <sup>2</sup> ·min]
$z$	Ortskoordinate, $0 \leq z \leq h(t)$ , [mm]

## Modell nach Buttersack (das Zwei-Zonen-Modell)

$\varepsilon_C, \varepsilon_E$	Volumendehnung der komprimierten Zone zur Zeit $t = t$ bzw. $\infty$ , [-]
	$\varepsilon_C = \frac{e_i - e_C}{e_i + 1}, \varepsilon_E = \frac{e_i - e_E}{e_i + 1}$
$e$	örtliches Leerraumverhältnis zur Zeit $t$ , [-]
$e_0$	Leerraumverhältnis des Materials zur Zeit $t = 0$ , [-]
$e_{av}$	durchschnittliches Leerraumverhältnis des gesamten Materials zur Zeit $t$ , [-]
$e_C$	durchschnittliches Leerraumverhältnis der komprimierten Zone zur Zeit $t$ , [-]
$E_C$	durchschnittliches Kompressionsmodul der komprimierten Zone zur Zeit $t$ , [-]
$e_E$	Leerraumverhältnis der komprimierten Zone zur Zeit $t = \infty$ , [-]
$e_i$	kritischer Wert von $e$ für die Wechselwirkung zwischen den Teilchen, [-]
$h_C$	Höhe der komprimierten Zone zur Zeit $t$ , [mm]
$h_L$	auf die Sieboberfläche bezogenes Feststoffvolumen zur Zeit $t$ , [mm]
$h_S$	auf die Sieboberfläche bezogenes Feststoffvolumen, [mm]
$p_{L,C}$	durchschnittlicher Flüssigkeitsdruck der komprimierten Zone, [bar]
$p_{S,C}$	durchschnittlicher Feststoffdruck der komprimierten Zone, [bar]
$p_{S,E}$	auf das Terzaghi-Element wirkender Druck, [bar]
$R$	Widerstand der Flüssigkeitsströmung in der komprimierten Zone zur Zeit $t$ im Prozeß unter konstantem Druck, [mm <sup>-1</sup> ]
$R_0$	anfänglicher Widerstand der Flüssigkeitsströmung in der komprimierten Zone im Prozeß unter konstantem Druck, [mm <sup>-1</sup> ]
$x$	auf das gesamten Feststoffvolumen bezogene Fraktion des Feststoffvolumens in der komprimierten Zone, [-]

## Für das erweiterte Zwei-Zonen-Modell

### Teilprozeß bei konstanter Geschwindigkeit

$\varepsilon_1$	negative Volumendehnung zur Zeit $t_1$ (nämlich bei $p_1$ ), $\varepsilon_1 \equiv 1 - h/h_{10}$
$\varepsilon_{1E}$	negative Volumendehnung zur Zeit $t_1 = t_{1E}$ (nämlich bei $p_1 = \infty$ ), $\varepsilon_{1E} \equiv 1 - h_{1E}/h_{10}$
$\lambda_1$	Modellparameter, [mm <sup>-1</sup> ]
$\lambda_2$	Modellparameter, [min <sup>-1</sup> ]

$e_{10}, e_{1E}$	Leerraumverhältnis des Materials zur Zeit $t_1 = 0$ und $t_{1E}$ (nämlich bei $p_1 = p_{10}$ bzw. $\infty$ ), [-]
$F_1, F_{1,\text{exp}}$	berechnete bzw. gemessene äußere Kraft, [kN]
$h_1$	auf die Sieboberfläche bezogenes gesamtes Volumen zur Zeit $t_1$ , [mm]
$h_{10}$	experimentell mit $F_{1,\text{exp}} = 1$ kN bestimmte Starthöhe ( $t_1 = 0$ ) des Preßgutes, [mm]
$h_{1E}$	theoretische Endhöhe des Preßgutes ( $p_1 = \infty$ ), [mm]
$h_{1F}$	Höhe des Preßgutes am Ende des Versuches ( $p_1 = p_{\text{max}}$ ), [mm]
$h_L$	auf die Sieboberfläche bezogenes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit $t_1$ , [mm]
$h_S$	auf die Sieboberfläche bezogenes Feststoffvolumen, [mm]
$k$	Modellparameter, [mm/min]
$L_0$	Modellparameter, [mm]
$L_E$	Modellparameter, [mm]
$p_{10}, p_1, p_{\text{max}}$	äußerer Druck zur Zeit $t_1 = 0$ und $t_1$ und $t_{1F}$ [bar]
$p_{1L}, p_{1S}$	durchschnittlicher Flüssigkeits- bzw. Feststoffdruck zur Zeit $t_1$ , [bar]
$r_1$	spezifische Zunahme des Widerstandes der Flüssigkeitsströmung, [1/mm]
$R_{10}, R_1$	Widerstand der Flüssigkeitsströmung zur Zeit $t_1 = 0$ und $t_1$ , [mm <sup>-1</sup> ]
$t_1$	Preßdauer, [min]
$U_1$	Abpreßgrad, $U_1 \equiv \frac{h_{10} - h_1}{h_{10} - h_{1E}}$ [-]
$v_1$	konstante Prozeßgeschwindigkeit, [mm/min]

### Teilprozeß unter konstantem Druck

$h_{20}, h_2, h_{2E}$	Höhe des Preßgutes zur Zeit $t^* = 0, t^*$ und $\infty$ [mm]
$h_i$	gemessene Höhe des Preßgutes zur Zeit $t^* = t_i$ bzw. bei $p_1 = p_2$ , [mm]
$p_2$	äußerer konstanter Druck, [bar]
$r_2$	spezifische Zunahme des Widerstandes der Flüssigkeitsströmung, [1/mm]
$R_{20}, R_2$	Widerstand der Flüssigkeitsströmung zur Zeit $t^* = 0$ und $t^*$ , [mm <sup>-1</sup> ]
$t^*$	Preßdauer des idealen Prozesses, [min]
$t_2$	gemessene Preßzeit unter konstantem Druck ( $t_2 = t^* - t_i$ ), [min]
$t_i$	Zeitunterschied zwischen idealem und experimentellem Preßvorgang, [min]
$U_2$	Abpreßgrad, $U_2 \equiv \frac{h_{20} - h_2}{h_{20} - h_{2E}}$ [-]

# **1 Einleitung**

## **1.1 Industrielle Bedeutung**

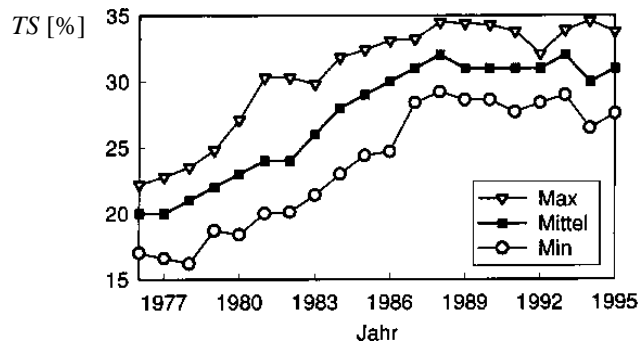
Die Entwässerung ist eine bedeutende Grundoperation der Verfahrenstechnik. Deren Modellierung ist ein notwendiger Schritt zur Optimierung zahlreicher industrieller Prozesse im Bergbau (Puff und Stahl 1991), in der Abwasserreinigung (Kang et al. 1990), Biotechnologie (Hess und Kalwa 1988) und Lebensmittelindustrie (Schwarzberg 1983, Torikata und Yano 1987).

Für die Zuckergewinnung werden in der Bundesrepublik Deutschland jährlich etwa 27 Mio. t Zuckerrüben verarbeitet (Buchholz und Bruhns 1994). Nach der wäßrigen Gegenstromextraktion der zerkleinerten Rüben fallen dann 15 Mio. t extrahierter Schnitzel mit einem Wassergehalt von etwa 90 % an, die als Viehfutter genutzt werden. Um das Produkt haltbar und transportfähig zu machen, muß es weitgehend entwässert werden. Die Entwässerung erfolgt zunächst mechanisch durch Pressen und anschließend durch Trocknen auf etwa 10 % Restwassergehalt.

Grundsätzlich bedeutet eine höhere Abpressung einen höheren Verbrauch an elektrischer Energie, der der verminderten Brennstoffmenge für die Trocknung gegenüberzustellen ist. Da die Kosten für die mechanische Entwässerung bis zu einem Trockensubstanzgehalt von etwa 35 % deutlich günstiger liegen als die für die Trocknung, ist die Verbesserung der Abpressung ein dauerndes Ziel der Zuckerindustrie. Der Kostendruck bei der Trocknung und die damit verbundenen Umweltschutzmaßnahmen haben dazu geführt, daß die mechanische Entwässerung stetig verbessert wurde. Der in 16 ausgewählten Fabriken ermittelte durchschnittliche Trockensubstanzgehalt von Preßschnitzeln stieg von knapp 20 % im Jahre 1976 auf durchschnittlich ca. 32 % im Jahre 1987 an (Abb. 1.1-1). Sind nach einer Abpressung der extrahierten Schnitzel auf einen Trockensubstanzgehalt von 20 % noch etwa 44 % des mit den extrahierten Schnitzeln ausgeführten Wassers zu entfernen, so ist dieser Anteil bei einer Abpressung auf 30 % Trockensubstanz bereits auf ca. 25 % gesunken. Dies bedeutet eine erhebliche Energieeinsparung, die für eine Fabrik mit einer Tagesverarbeitung von 10 000 t Rüben bei ca. 1 Mio. DM je Kampagne liegen kann (angenommener Ölpreis: 300 DM/t) (Bliesener et al. 1991).

## **1.2 Notwendigkeit zur Entwicklung grundlegender Erkenntnisse**

Seit 1987 scheint die Technik der mechanischen Entwässerung jedoch auf einem Niveau angelangt zu sein, das mit den herkömmlichen Methoden und im wirtschaftlichen Rahmen nicht mehr zu steigern ist: Die in 16 ausgewählten deutschen Fabriken gemessenen durchschnittlichen Trockensubstanzwerte stagnieren (Abb. 1.1-1).

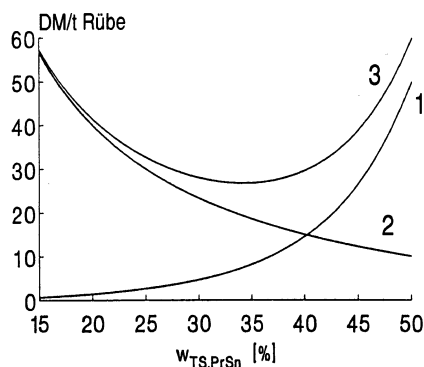


**Abb. 1.1-1**

Entwicklung der Preßschnitzel-Trockensubstanz in den Kampagnen 1976 bis 1995 (Durchschnittswerte aus 16 Fabriken in BRD) (nach Buchholz und Bruhns 1996)

Zwei Sachverhalte sind in diesem Zusammenhang zu erwähnen:

Zum einen ist die Leistung herkömmlicher Schraubenpressen begrenzt. Geht man davon aus, daß der erzielte Trockensubstanzgehalt lediglich von der Verweilzeit der Schnitzel in der Presse abhängt, kann man die gesamte Kosten wie in Abb. 1.2-1 dargestellt extrapolieren. Es zeigt sich, daß das Optimum der Abpressung zwischen Trockensubstanzgehalten von 30 und 35 % liegt (Bliesener et al. 1991; Lührs 1987).



**Abb. 1.2-1**

Kosten der Naßschnitzelentwässerung (nach Bliesener et al. 1991)  
1 mechanische,  
2 thermische,  
3 mechanische + thermische Entwässerung

Zum anderen ist auch die Effizienz der Preßhilfsmittel begrenzt (Buttersack et al. 1992). Preßhilfsmittel sind :

- Säuren, die dem Extraktionswasser zugesetzt werden,
- Säuren, besonderes Milchsäure, welche durch Tolerieren einer mikrobiellen Infektion im Extraktionssystem entstehen,
- Gips, der dem Extraktionswasser zugesetzt wird.

Es konnte gezeigt werden, daß für den pH-Wert des Preßwassers der Bereich von 4.8 bis 5.0 optimal ist, während die optimale Gipsmenge durch die Ionenaustauschkapazität des Rübengewebes bestimmt wird und danach 2 meq/100g Rübe (1 meq Gips enthält 20 mg  $\text{Ca}^{2+}$ ) betragen sollte (Buchholz et al. 1986). Diese Maßnahmen sind weitgehend in die Praxis umgesetzt.

Theoretisch beträgt der mechanisch maximal erreichbare Trockensubstanzgehalt etwa 75 % (Buttersack und Basler 1989). Offensichtlich erreicht die gegenwärtig praktizierte Technik der mechanischen Entwässerung die theoretisch begründete Grenze bei weitem noch nicht. In der Tat konnten dünne Schnitzelschichten unter hohen Drücken labormäßig bis zu Trockensubstanzwerten von 73 % abgepreßt werden (Cronewitz 1989). Großtechnisch versuchsweise in Zuckerfabriken

installierte neue Pressen wie die Hyperpresse (Pouillaude et al. 1988) oder die Hochdruckmehrschichtenpresse (HMP) (Muhlack 1992) können Trockensubstanzwerte von 50 % erreichen. Die Wirtschaftlichkeit dieser Verfahren, die insbesondere von den Reparaturkosten und der Verfügbarkeit (Ausfallzeiten) abhängt, ist noch offen.

Während frühere Untersuchungen eindeutig gezeigt hatten, daß gerade die Umwälzung bzw. Scherung der Schnitzel während der Abpressung deutliche Vorteile bringt und eine Erhöhung des Drucks von 10 bar bis 100 bar wirkungslos bleibt, zeigen die erwähnten neu entwickelten, ohne Scherung arbeitenden Pressen, daß eine Verallgemeinerung dieser Erkenntnis nicht zulässig ist. Offensichtlich spielt die Konstruktion der Pressen (radiale/axiale Wasserabführung, mehrere dünne durch Filtertücher getrennte Schnitzelschichten übereinander) eine entscheidende Rolle. Eine wissenschaftliche Erklärung für diese Diskrepanz und eine experimentell gestützte Theorie des Wassertransportes als Funktion der wichtigsten Einflußgrößen stehen noch aus.

Die Effektivität der neuen Hochdruckpressen hängt natürlich auch von den Eigenschaften der extrahierten Schnitzel ab. Es ist bislang noch nicht gesichert, ob die entscheidenden Parameter (Temperatur während der Extraktion und zugefügte Calciumsalze) in der gleichen Weise auch für Abpressungen auf sehr hohe Trockensubstanzwerte gelten. Auch ist noch nicht geklärt, inwieweit die gefundene Wirkung der Preßhilfsmittel auf diese neuartigen Pressen übertragbar sind.

Eine grundlegende Analyse der mechanischen Entwässerung ist nicht nur vor dem Hintergrund der Anwendung in der Zuckerindustrie sinnvoll. Obwohl die Flüssig-Fest-Trennung durch Pressen eine verfahrenstechnische Grundoperation darstellt, gibt es heute keine befriedigende Theorie (Shirato et al. 1986b; Landman et al. 1991). Die angestrebte Lösung des spezifisch auf die Zuckerindustrie zugeschnittenen Problems dürfte zu dieser allgemeinen wissenschaftlichen Frage und der Abpressung anderer Rohstoffe wesentliche Impulse beitragen.

## **1.3 Stand der bisherigen Forschung**

### **1.3.1 Technische Pressen**

Eine optimale Verringerung der gesamten Entwässerungskosten ist nur in Hinblick auf den Energiehaushalt der gesamten Zuckerfabrik möglich. Vergleicht man die Energie, die für die mechanische und die thermische Entfernung von Wasser aus den Schnitzeln verbraucht wird, ergeben sich die folgenden Unterschiede: Die Energie, die für die Verdampfung des Wassers in den Schnitzeln nötig ist, ist durch thermodynamische Parameter festgelegt. Sie ist nahezu gleich der Verdampfungsenthalpie des freien Wassers (2550 kJ/kg); erst oberhalb eines Trockensubstanzgehaltes von 75 % macht sich der Anteil des in der Gerüstsubstanz

der Schnitzel gebundenen Hydratwassers dahingehend bemerkbar, daß sich die Verdampfungsenthalpie bei einem Trockensubstanzgehalt von 90 % auf 2820 kJ/kg erhöht (Austmeyer und Poersch 1983). Durch die Nutzung des aus den Schnitzeln freigesetzten Dampfes kann man theoretisch die effektive Trocknungsenergie auf etwa 200 kJ/kg Wasser senken (Kunz und Valentin 1986; Jensen 1992). Dieses Konzept -- das eine ganz andere Schaltung der Dampfversorgungsleitungen voraussetzt -- ist allerdings erst in drei neu gebauten Zuckerfabriken realisiert worden (Buchholz und Bruhns 1994; Bruhns und Bunert 1995; Brons 1995).

Die Abpressung erfolgt durch Einwirkung äußerer Kräfte nach den Gesetzen der Mechanik. Einfache physikalische Parameter, die der Verdampfungsenthalpie während der Trocknung analog wären, sind experimentell nicht ohne weiteres verfügbar. Darüber hinaus muß eine wirkliche Optimierung der Abpressung deren Einbindung in das System Zuckerfabrik berücksichtigen. Nur wenn man vereinfachend davon ausgeht, daß jede mechanisch erzielte Erniedrigung der Restwasserbeladung einer konstanten Energieeinsparnis in der Trocknung entspricht und die Auswirkung auf den Bedarf an elektrischer Energie vernachlässigt wird, ist es sinnvoll, sich zunächst darauf zu beschränken, den eigentlichen Entwässerungsvorgang isoliert zu beschreiben.

Mit herkömmlichen Spindelpressen sind Trockensubstanzwerte über 35 % kaum zu erreichen (Bliesener et al. 1991); die dazu nötige elektrische Energie beträgt 10 bis 30 kJ/kg Preßwasser (Bliesener et al. 1991; Valentin 1990; Pouillaude et al. 1988; Lührs 1987; Kunz und Valentin 1986). Ein völlig neuartiger Pressentyp (HMP-Presse) benötigt für denselben Trockensubstanzgehalt deutlich weniger Energie und kann sogar bis zu 50 % TS mit nur 7 kJ/kg Preßwasser entwässern (Valentin 1990; Muhlack 1992) (Tab. 1.3-1).

**Tab. 1.3-1** Industrielle Pressen: Trockensubstanzgehalt *TS* und auf Preßwassermenge bezogener Energieverbrauch *Y*

	TS in %	Y in kJ/kg	TS in %	Y in kJ/kg	Lit.
Schraubenpresse	35	20			Bliesener et al. 1991; Lührs 1987
	35	20 ~ 30			Valentin 1990; Kunz und Valentin 1986
	35	>11			Pouillaude et al. 1988
Wickelpresse	35	<12	50	14	Pouillaude et al. 1988
„HMP-Presse“	35	<6	50	7	Valentin 1990

### 1.3.2 Mathematische Modellierung

Bisher ist eine vollständige Theorie über die mechanische Entwässerung sogar für den idealisierten eindimensionalen Fall bei konstantem Druck noch nicht verfügbar (Kamst et al. 1997a 1997b; Koenders und Wakeman 1997; Sorensen et al. 1996; Smiles et al. 1995; Reinach 1992; Landman et al. 1991; Shirato et al. 1986b). Fast alle verfügbaren Modelle über die elastische Verformung basieren auf der

Konsolidierungstheorie, die 1923 von Terzaghi (Terzaghi 1954) für die Bodenmechanik entwickelt und später von Biot (Biot 1941) verallgemeinert wurde. Durch Einführung der Begriffe aus der Modellrheologie wurde die Modellierung von Shirato et al. (1971, 1986a, b) weiter entwickelt. Die Abtrennung einer Flüssigkeit aus einem Flüssig-Fest-System wurde als primäre (Index E, „elastic“) und sekundäre (Index C, „creep“) Konsolidierung interpretiert, so daß die Modellierung des Prozesses insgesamt 4 Modellparameter benötigt.

Um den Zusammenhang zwischen den Modellparametern und der Struktur eines biologischen aus Zellen zusammengesetzten Materials beschreiben zu können, wurden drei grundsätzliche Teilvolumina definiert: der Leerraum zwischen den Teilchen (Index 1), der Raum zwischen den Zellen (Index 2), das Volumen der Zellen (Index 3) (Lanoisellé et al. 1996). Die entsprechende rheologische Modellierung benötigt sogar in der vereinfachten Version 8 Modellparameter.

Die experimentelle Prüfung des Modells nach Shirato et al. bzw. Lanoisellé et al. am Beispiel der Abpressung von Zuckerrübenschnitzeln steht noch aus.

Angesichts der offensichtlichen Diskrepanz zwischen dem theoretischen Anspruch solcher Modelle und der Anwendung in der Praxis wurde am hiesigen Institut aufbauend auf früheren mathematischen Beschreibungen zur Schnitzelentwässerung in einer Modellpresse (Buchholz et al. 1988) und der Kompression von isoliertem Zuckerrübengewebe (Buttersack und Basler 1991) ein stark vereinfachtes Modell (mit nur drei Modellparametern) entwickelt. Für verschiedene Materialien ergibt sich eine sehr gute Übereinstimmung der berechneten mit den experimentellen Daten (Buttersack 1994a). Dem vereinfachten Modell liegt folgende grundlegende Vorstellung zugrunde: Die Porositätsverteilung im Inneren des Preßgutes wird durch Aufteilung in zwei Zonen von jeweils konstanter mittlerer Porosität angenähert. Die Zone hoher Verdichtung vor dem Sieb bestimmt den effektiven hydraulischen Widerstand. Die Modellierung führt zu insgesamt 3 selbständigen Parametern, dem maximal erreichbaren Trockensubstanzgehalt (bzw. einem materialspezifischen Elastizitätsmodul) und zwei Parametern, die die Kinetik der Abpressung beschreiben. Das Modell gilt bislang nur für die Abpressung unter konstantem Druck.

### **1.3.3 Einfluß von Preßhilfsmitteln, der Temperatur während der Extraktion und des Saccharosegehaltes der abzupressenden Flüssigkeit**

Die Wirkung von Preßhilfsmitteln wurde bereits am hiesigen Institut detailliert untersucht (Reinefeld 1985; Buchholz et al. 1986; Buchholz et al. 1988; Buttersack und Basler 1989; Buttersack et al. 1992). Der aktuelle Stand auf diesem Gebiet läßt sich wie folgt zusammenfassen: Die notwendige thermische Beanspruchung der Schnitzel in der Extraktionsanlage führt generell zu einer verschlechterten Abpreßbarkeit. Die Abpreßbarkeit in konventionellen Spindelpressen ist am günstigsten, wenn durch die Wahl des pH-Wertes während der Extraktion erreicht

wird, daß die Stabilität der pektinhaltigen Zellwandpolymere gegenüber hydrolytischen Abbaureaktionen am größten ist. Elektronenmikroskopische Aufnahmen haben gezeigt, daß durch diese Reaktion - wie auch nach der Behandlung mit pektinolytischen Enzymen - bevorzugt der pektinreiche innere Bereich der Zellwände abgebaut und damit dünner wird (Buttersack und Basler 1989; Buchholz und Schliephake 1990; Steinert et al. 1990a; 1990b). Neben diesen irreversiblen Einflüssen gibt es auch solche, die im Prinzip reversibel sind. Hierunter fallen Ionenaustauschvorgänge und pH-Änderungen, die direkt den Quellgrad der Zellwand beeinflussen. Durch Austausch einwertiger Alkaliionen mit zwei- oder höherwertigen Metallionen oder Protonen läßt sich die Entwässerung in herkömmlichen Spindelpressen signifikant verbessern; in einer Laborpresse (5 bar mit Scherung) steigt die Entwässerungsgeschwindigkeit und der extrapolierte Endtrockensubstanzgehalt an (Buchholz et al. 1988). Elektronenmikroskopische Studien haben gezeigt, daß auch hier eine Korrelation zwischen den Zellwanddicken und der Abpreßbarkeit besteht (Gieringer et al. 1992).

Wegen der im Prinzip schädlichen thermischen Beanspruchung der Schnitzel liegt es nahe, die Temperatur zu senken und/oder die Zeit der Extraktion zu verkürzen. Die gewöhnlich angewandten Temperaturen von 70 °C sind jedoch erfahrungsgemäß nötig, um a) die frischen Schnitzel zu denaturieren, d.h. die Zellmembranen für die folgende Extraktion des Zuckers durchlässig zu machen (Schneider und Hoffmann-Walbeck 1952; Zagrodzki und Kubiak 1972) und b) die Extraktion selbst möglichst schnell unter Vermeidung zu starker mikrobieller Infektionen ablaufen zu lassen. Alternative Methoden zur thermischen Denaturierung sind bereits seit längerem bekannt (Waterman et al. 1937; 1958; van der Poel et al. 1958; Papchenko 1973; Freytag und Linden 1975; Kupchik et al. 1987; Jones 1988); am hiesigen Institut wurde die alkalische Behandlung (Bliesener et al. 1991) intensiv untersucht. Um die Extraktion zu umgehen, wird neuerdings vorgeschlagen, den Steffen-Prozeß, d. h. die direkte Abpressung des Zuckersaftes, wieder einzuführen. Das Verfahren wird dann wirtschaftlich, wenn mit energiearmen Pressen eine Abpressung auf sehr geringe Restwassergehalte möglich ist (Pouillaude et al. 1988). Der angenommene Einfluß des Zuckergehaltes der abzupressenden Flüssigkeit auf die Abpreßbarkeit ist deswegen wichtig.

## **1.4 Aufgabenstellung**

Es ist im Rahmen dieser Arbeit anzustreben, aus technisch-chemischer und verfahrenstechnischer Betrachtungsweise grundlegende Erkenntnisse über die mechanische Flüssigkeitsabtrennung aus Zuckerrübenschnitzeln, insbesondere unter dem Aspekt der Anwendung hohen Druckes (bis 100 bar) in statischen Pressen zu erarbeiten bzw. weiter zu entwickeln. Diese sollen anschließend mit den



stoffbezogenen morphologischen, physikalischen oder chemischen Eigenschaften von Zuckerrüben korreliert werden.

Dazu sollen die morphologischen, physikalischen und chemischen Eigenschaften der nativen und denaturierten Zuckerrüben zuerst zusammengefaßt dargestellt werden.

Das am hiesigen Institut entwickelten Zwei-Zonen-Modell soll am Beispiel der Abpressung der extrahierten Zuckerrübenschnitzel überprüft und mit anderen Modellen verglichen werden. Dabei spielt der Einfluß der Einwaage der Schnitzel sowie des angewandten Drucks auf die Modellparameter eine besondere Rolle.

Die verfahrenstechnischen Modellparameter werden durch die Eigenschaften des abzapressenden Materials in spezifischer Weise verändert. Diese Eigenschaften sind durch die Materialparameter definiert. Dementsprechend sollen die Parameter des Modells und des Materials miteinander korreliert werden. Mit Rücksicht auf frühere Ergebnisse ist zu erwarten, daß sowohl die ionische Zusammensetzung der Zellwand (Ionenaustausch), die Saccharosekonzentration der abzapressenden Flüssigkeit als auch die von der Extraktionstemperatur abhängende Auflösung bzw. Stabilität der Gerüstsubstanz (z.B. Pektin) die entscheidenden Materialparameter der Modellparameter darstellen.

## 2 Eigenschaft der Zuckerrübe

### 2.1 Native Zuckerrübe

#### 2.1.1 Morphologischer Aufbau

Alle weltweit angebauten Zuckerrüben gehen auf eine von Franz Carl Achard Ende des 18. Jahrhunderts selektierte Stammform, die sog. „weiße schlesische Rübe“ zurück (Achard 1809). Botanisch gesehen ist sie eine zweikeimblättrige (dikotyle) Pflanze, die zur Gruppe der Bedecktsamer (Angiospermen) gehört. Zuckerrüben, wie sie zur Zuckerherstellung verwendet werden, sind die Speicherorgane der zweijährigen Pflanze *Beta vulgaris saccharifea* in ihrem ersten Vegetationsjahr (Junghans und Buttersack 1998).

Die Rübenpflanze besteht aus *Wurzel*, *Stengel* und *Blättern*. Die Hauptwurzel (Rübenkörper) ist spindel- oder kegelförmig. Sie besitzt weißes Fleisch und eine weiße bis beinfarbene Rinde. Den Rübenkörper unterteilt man in die Zonen Kopf, Hals und Wurzelkörper.

Mit *Rübenkopf* (Epikotyl) bezeichnet man den oberirdischen Teil der Rübe, aus dem die Blätter hervorstehen. In Abhängigkeit von Rübensorte bzw. Erntetermin wurden Kopfanteile von 6,4 bis 16% der gesamten Rübenmasse ohne Blätter ermittelt ( etwa 0,5 kg Blätter/Rübe). Die Höhe des Kopfes wird von mehreren Faktoren, wie Sorte, Bestandesdichte, Düngung, Witterung, Bodenverhältnisse u. a. beeinflusst. Die Werte liegen zwischen 1,95 und 3,35 cm (Junghans und Buttersack 1998).

Der *Rübenhals* (Hypokotyl) ist mehr oder wenig deutlich abgesetzt und besitzt bei der ausgewachsenen Rübe weder Blattansatz oder Nebenwurzeln. Die Länge des Rübenhalses ist witterungs- und sortenabhängig. Unter normalen Wachstumsbedingungen ist der Hals der Rübe im Mittel etwa 2,5 cm lang (Stehlik 1972; Müller 1983).

Der *Wurzelkörper* (Radix), als der technisch wichtigste Teil der Zuckerrübe, beträgt nach Stehlik (1972) 27 cm, das sind 79 % der durchschnittlichen Gesamtrübenlänge von, im Mittel etwa 34 cm. Die unteren Teile des Wurzelkörpers mit einer Dicke kleiner als 1 cm werden als Rübenschwänze bezeichnet. Sie brechen schon häufig bei der Ernte ab und verbleiben im Boden.

Die mittleren Massen verschiedener Teile der Zuckerrübe sind nach Vukov (1977): Kopf 44 g (8 % bezogen auf die gesamte Masse des Rübenkörpers), Hals 52 g (9 %), Wurzelkörper 434 g (76 %), Rübenschwanz 40 g (7 %).

Zuckertechnologisch versteht man unter „Rübe“ im engeren Sinne „Wurzelkörper“ und „Hals“ (Junghans und Buttersack 1998).

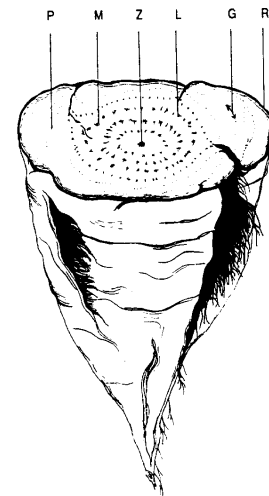
### 2.1.2 Ultrastruktur der ausreifenden Zuckerrübe

Legt man einen horizontalen Schnitt unterhalb des Rübenkopfes durch die Rübe, sind schon mit bloßem Auge verschiedene Gewebearten, nämlich 10 bis 12 oder noch mehr konzentrisch verlaufende Ringe von unterschiedlicher Färbung erkennbar (Abb. 2.1-1) (Schneider 1968, S. 5; Silin 1958, S. 16).

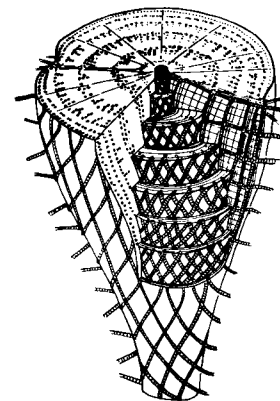
Das *Parenchym* befindet sich im helleren Bereich zwischen den dunklen Ringen. Es dient als Speichergewebe für das Reservekohlenhydrat (Saccharose) und umfaßt etwa 2/3 bis 3/4 aller in der Rübe vorhandenen Zellen. Die Parenchymzellen sind größer als die übrigen Zellformen und relativ wenig differenziert.

Die *Leitbündel* wirken durch ihren höheren Anteil verholzter Substanz dunkler als das Parenchymgewebe. Sie dienen dazu, Stoffe schnell von einem Organ in ein anderes -- beispielsweise von der Wurzel in die Blätter und umgekehrt -- zu transportieren und sie bilden ein System von parallelen Röhren, welches das Parenchym durchzieht.

Die Leitbündel werden ins *Phloem* (Siebröhrengewebe, Siebteil) und *Xylem* (Gefäßteil, Holzteil) unterteilt. Im Phloem erfolgt hauptsächlich die Leitung organischer Stoffe, u.a. von Zucker und Aminosäuren, zum Speichergewebe (Lemoine et al. 1988; Richter und Ehwald 1983), während das Xylem mit einem Durchmesser von 20 - 40 µm (Steinert et al. 1990b) überwiegend Wasser und anorganische Salze transportiert. Beide Gewebearten sind durch die Markscheide (Kambium) voneinander getrennt. Das Phloem erstreckt sich parallel zum Xylem durch die Rübenpflanze (Tullin 1952; Schneider 1968, S. 5-6). Zu beiden Seiten der Wurzelkörper-Ringe (innen und außen) bauen die etwa vertikal verlaufenden Xylemfibrillen kegelige Netzwerke mit verschiedenen Winkeln an der Kegelspitze (Wurzelschwanz) auf und sind zusätzlich durch radiale Xylemfibrillen untereinander und mit den seitlichen Wurzeln verbunden. So erscheint es möglich, jeden Punkt in der Rübe auf diesem Wege über das Xylem zu erreichen (Tullin 1952;



**Abb. 2.1-1a**  
Querschnitt durch den Rübenkörper, schematisch (nach Steinert et al. 1990a)  
M = Meristem,  
P = Parenchym,  
L = Leitgewebe,  
G = Gefäßbündelring,  
Z = Zentralzylinder  
R = Rindenschicht

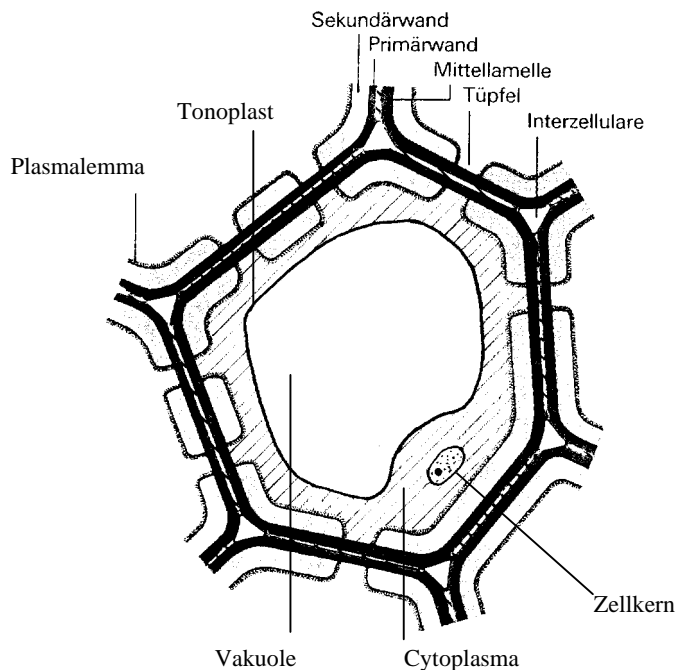


**Abb. 2.1-1b**  
Verteilung des Xylems in der Rübe (schematisiert) (nach Tullin 1952)

Vukov 1977, S. 23). In Abb. 2.1-1b wird die Verteilung des Xylems in der Rübe dargestellt.

Betrachtet man den Querschnitt einer Parenchymzelle (Durchmesser 40 bis 60  $\mu\text{m}$ ) der ausgewachsenen Rübe, sind von außen nach innen folgende Bestandteile zu erkennen:

*Mittellamelle*, *Primärwand*, *Sekundärwand*, *Plasmalemma* (Zellmembran), *Protoplasma* (Cytoplasma + Zellkern), *Tonoplast* (Vakuolenmembran) und die die Saccharoselösung speichernde *Vakuole* (Abb. 2.1-1c).



**Abb. 2.1-1c**

Schematisierter Aufbau einer Parenchymzelle (nach Lüttge et al. 1988, S. 155, verändert)

Der innere Aufbau der Zellwand ist eine Folge des Zellenwachstums: Während der Zellteilung (Mitose) wird eine homogene Zellplatte gebildet, die aus Protopektin besteht und die ursprüngliche Monozelle in zwei neue benachbarte Zellen aufgeteilt. Jede der beiden Tochterzellen lagert neues Zellwandmaterial auf beiden Seiten der Zellplatte an und bilden damit neue Schichten, die *Primärwände* genannt werden. Zwei Primärwände der benachbarten Zellen schließen die Zellplatte zwischen sich ein und die Zellplatte wird beim Wachstum zur *Mittellamelle*, einer extrem dünnen Schicht (dünner als 30 nm, Brett und Waldron 1990, S. 4). So gehört die Mittellamelle deswegen zu zwei benachbarten Zellen und kittet die zwei Primärwände zusammen. Nach dem kontinuierlichen Entwicklungsprozeß ist der Übergang zwischen Mittellamelle und Primärwand in der Zuckerrübe nur noch unscharf im Sinne eines fließenden Übergangs erkennbar. Die mittlere Dicke der Region aus der Mittellamelle und den beidseitig anliegenden Primärwänden beträgt 0,2  $\mu\text{m}$  (Lüttge et al. 1988, S. 147f; Steinert et al. 1990b).

Im weiteren Verlauf des Reifungsprozesses wird die *Sekundärwand* auf die Primärwand aufgelagert. Erst dann hat die Zelle ihre endgültige Größe und Gestalt

erreicht. Die mittlere Dicke der Sekundärwand beträgt etwa 1  $\mu\text{m}$  (Lüttge et al. 1988, S. 147f; Steinert et al. 1990b).

Die Doppelzellwand (aus einer Mittellamelle, zwei Primärwänden und zwei Sekundärwänden) besitzt eine mittlere Dicke von etwa 2.2  $\mu\text{m}$ . An manchen Stellen (ein rundes bis elliptisches Gebiet mit einer Ausdehnung zwischen 0.5 und 0.8  $\mu\text{m}$ ), die *Tüpfel* genannt werden, ist die Sekundärzellwand deutlich dünner (0.2 bis 0.5  $\mu\text{m}$ ). Dort finden sich relativ häufig submikroskopisch kleine Poren mit einem Durchmesser kleiner als 30 nm, die als *Plasmodesmen* bezeichnet werden (Lüttge et al. 1988, S. 147f; Steinert et al. 1990b). Diese Kanäle sind mit der Zellmembran ausgekleidet und stellen die Verbindung zwischen den einzelnen Zellen her (Junghans und Buttersack 1998; Lüttge et al. 1988 S. 147f). Das Plasmalemma, eine etwa 4 bis 7 nm dicke Biomembran, liegt der Sekundärwand an, umschließt das Protoplasma, und ist für Ionen und die meisten organischen Moleküle auf dem Wege normaler Diffusion nicht durchdringbar (Kleinig und Sitte 1984, S. 77f, 326f; Steinert et al. 1990b).

Das *Protoplasma* besteht aus dem Cytoplasma, dem Zellkern und anderen Einschlüssen. In jungen Zellen der Rübe füllt der Protoplast fast den gesamten Zellraum aus. In den älteren Zellen bilden sich *Vakuolen*, die fast nur die gelöste Saccharose enthalten (Tullin 1952). In der ausgereiften Rübe nehmen diese Vakuolen mit ca. 95 % fast den ganzen Zellraum ein, so daß das Cytoplasma auf einen schmalen Saum (Abb. 1.1-1c) an der Zellwand zurückgedrängt wird (Schneider 1968, S. 3f).

Der *Tonoplast* trennt als eine semipermeable Membran die Saccharoselösung in der Vakuole und das Protoplasma ab. Diese Vakuolenmembran stellt mit ihrer extrem niedrigen Durchlässigkeit für Saccharose eine Barriere dar, während die Diffusion der Saccharose aus der Zellwand durch die Zellmembran (Plasmalemma) in das Cytoplasma nur mäßig gehemmt ist (Ehwald 1980). In der lebenden Zelle wird diese Barriere durch aktiven, Energie verbrauchenden Transport überwunden und so erst die hohe Konzentration von etwa 0.5 mol/l Saccharose in der Vakuole erreicht. Die Saccharosekonzentration in der Zellwand beträgt dagegen nur etwa 0.06 mol/l (Saftner et al. 1983). Der dadurch verursachte osmotische Druck (0.4 bis 0.8 MPa) preßt die Zellwände zusammen (s.a. Abb. 2.1-14) und verleiht ihnen die mechanische Stabilität (Palta et al. 1987; Tomos 1988).

Im Kontaktbereich von drei aneinander grenzenden Zellen sind die Zellwände nicht mehr zusammengewachsen; dadurch entstehen die sog. *Interzellularen*, die, als Hohlräume mit einem Durchmesser von 1.5 bis 12  $\mu\text{m}$ , gewöhnlich mit Luft oder Wasser gefüllt, aber manchmal auch mit Pektinablagerungen verstopft sind (Steinert et al. 1990b; Junghans und Buttersack 1998).

### 2.1.3 Chemische Komponenten der Zellwand

Im Unterschied zu tierischen Zellen besitzen die pflanzlichen Zellen eine feste *Zellwand*, die aus drei Schichten, nämlich Mittellamelle, Primärwand und Sekundärwand besteht. Die Mittellamelle besteht aus Protopektin (Nultsch 1991, S. 113), während die Primär- und Sekundärwand aus der *Mikrofibrillen* der Cellulose und einer sie umhüllenden *Matrix* bestehen. Die Mikrofibrillen haben eine kristalline Struktur und eine relativ homogene chemische Zusammensetzung. Der nicht-kristalline Bestandteil, nämlich die Matrix, besteht aus Wasser, Polysacchariden, Proteinen und phenolischen Verbindungen. Der Gesamtwassergehalt der Matrix beträgt z.B. in der Primärwand mehr als 95%, während die Sekundärwand wesentlich mehr Cellulose als die Primärwand enthält, im Extremfall bis zu 94 % (Nultsch 1991, S. 115).

Die Chemie der Matrix der Zellwand ist äußerst kompliziert. Beispielsweise ändert sich die chemische Zusammensetzung der Matrix nicht nur mit dem Ort in der Zellwand sondern auch mit dem Typ der Zelle. Diese Veränderung bezieht sich nicht nur auf die Verhältnisse zwischen den Polymeren, sondern auch auf die Natur und Sequenz der Monomerbausteine. Bis heute liegt noch keine vollständige Darstellung der Struktur der Matrix vor (Brett und Waldron 1996, S. 15).

In Abb. 2.1-2 werden die wichtigen Monosaccharide als Bausteine der Polysaccharide in der Rübenzellwand dargestellt. Die aus den extrahierten Rübenschnitzeln gewonnene Zusammensetzung (Tab. 2.1-1) gilt als eine Einschätzung für die native Zellwand, da die mengenmäßige Änderung der Polysaccharide bei der Zuckerextraktion sehr gering ist (Steinert et al. 1990b).

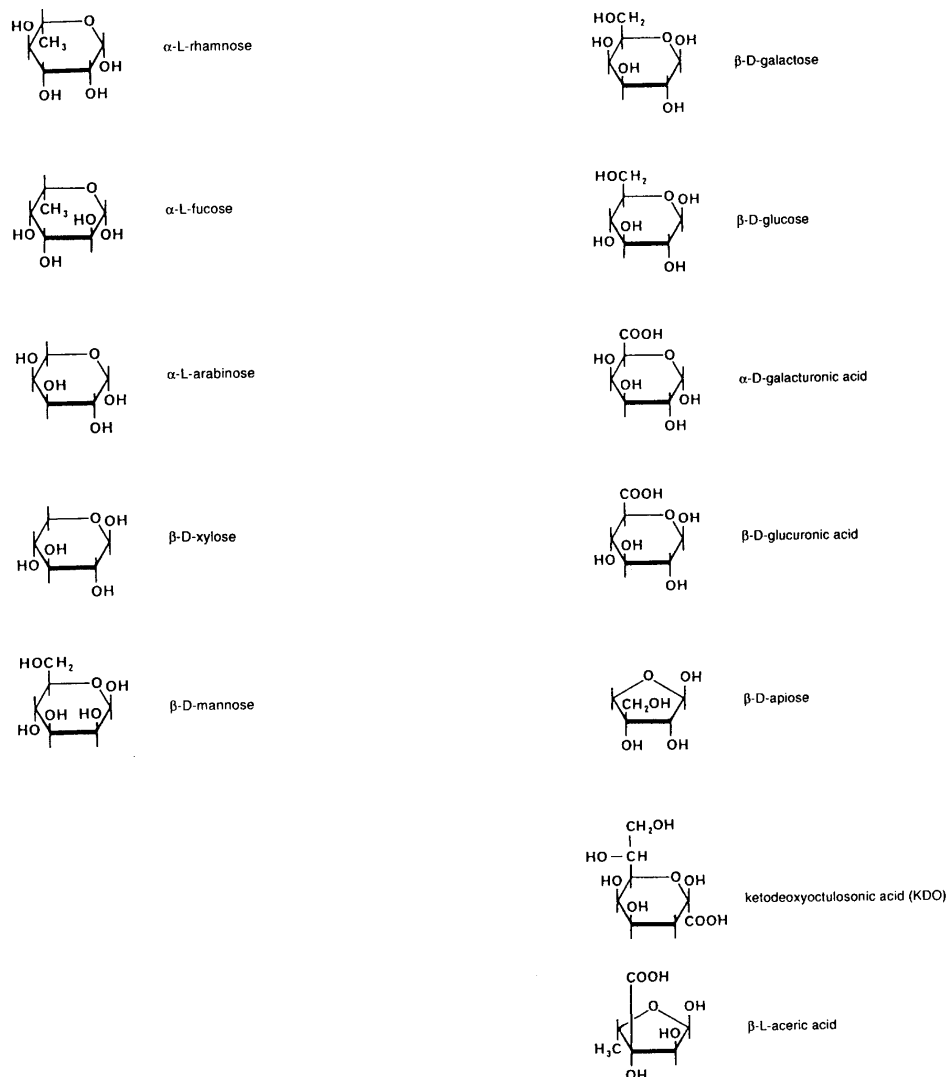
**Tab. 2.1.-1** Einschätzung der Zusammensetzung nativer Zuckerrübenzellwand mit denaturierten Rübenschnitzeln **a)** nach Bertin et al. 1988; Michel et al. 1988; Guillon et al. 1992; und Conteras et al. 1982; zitiert von Grohmann und Bothast 1994; **b)** nach (Oosterveld et al. 1996)

<b>a) Zusammensetzung von AIS („alcohol insoluble solids“). AIS beträgt etwa 90 % der gesamten Trockensubstanzgehalt der extrahierten Rübenschnitzel</b>		<b>b) Monosacchariden der Polysaccharide der extrahierten Zuckerrübenschnitzel. Die Polysaccharide betragen etwa 67 % der gesamten Trockensubstanz der extrahierten Rübenschnitzel.</b>	
Komponente	Anteil [wt. %]	Monosaccharide	Anteil [mol %]
Glucose	23.8-26.5	Glucose	34.6
Galaktose	4.2-4.9	Galaktose	7.6
Mannose	0.3-1,5	Mannose	1.6
Arabinose	16.3-20.1	Arabinose	32.4
Xylose	1.4-1.6	Xylose	2.3
Rhamnose	1.0-2.25	Rhamnose	2.0
Galakturonsäure	18.4-23.0	Galakturonsäure	19.5
Lignin	1.0-2.0		
Protein	3.6-8.0		
Ash	4.4-12.0		

Die *Polysaccharide in der Matrix* werden traditionell nach ihren Extraktionsmethoden aus der Zellwand in *Hemicellulose* und *Pektin* klassifiziert. Pektin ist der Bestandteil der Zellwand, der heiß mit chelatisierenden Substanzen oder verdünnten Säuren extrahiert werden kann. Nach der Pektin-Extraktion können weitere Polysaccharide aus der Zellwand mit alkalischer Lösung extrahiert werden. Diese werden der Hemicellulose zugeordnet. Die im alkalischen unlöslichen Bestandteile der Zellwand bestehen aus *Cellulose* (Brett und Waldron 1990, S. 19f; Guillon und Thibault 1988; Wen et al. 1988). Darüberhinaus gibt es andere Methoden, z. B. kalt mit verdünnter alkalischer Lösung Pektin aus der Zellwand zu extrahieren (Guillon und Thibault 1988).

Neben dieser groben Klassifikation können die Komponenten der Zellwand vom Standpunkt der Chemie heraus genauer beschrieben werden.

**Abb. 2.1-2** Wichtige Monosaccharide als Bausteine der Polysaccharide in der Zellwand



**Tab. 2.1-2** Hauptkomponenten der Parenchymzellwand dikotyler Pflanzen

Bestandteile der Zellwand			Komponente (Brett und Waldron 1990)	Hauptort in der Zellwand
Mikrofibrille			Cellulose	Primärwand und Sekundärwand
Matrix	Polysaccharide	Pektin	Homogalakturonan	Mittellamelle, Primärwand
			Rhamnogalakturonan	Mittellamelle, Primärwand
			Arabinan	Mittellamelle, Primärwand
			Galaktan	Mittellamelle, Primärwand
			Arabinogalaktan	Mittellamelle, Primärwand
	Hemicellulose		Xyloglukan	Primärwand
			Xylan	Sekundärwand
			Extensin	Primärwand
	Proteine		Enzyme	Primärwand
			Ferulasäure	Mittellamelle, Primärwand
	Phenole		Lignin	Sekundärwand (Xylem)
			Wasser	Mittellamelle, Primärwand
				Sekundärwand

Zu den Matrix-Komponenten gehören Pektin, Hemicellulose, Proteine und Phenole. Aber nicht alle diese Matrix-Komponenten finden sich in allen Zellwänden

## Cellulose

Der Cellulosegehalt erreicht den höchsten Wert in der Sekundärwand, während in der Primärwand der Cellulose-Anteil 8 bis 14 % beträgt (Nultsch 1991, S. 115).

*Cellulose* ist ein  $\beta(1,4)$ -Glucan:  $[\rightarrow 4)\text{-}\beta\text{-D-Glc-(1}\rightarrow]_n$ . Das bandförmige Polymer neigt zur Ausbildung von Kristallen. Die monoklinen *Elementarzellen* haben die Dimension (Länge  $\times$  Breite  $\times$  Höhe)  $0.835 \times 0.79 \times 1.03 \text{ nm}^3$ . Der Winkel zwischen der Längs- und Breitkanten beträgt  $84^\circ$ . Als ein Rhomboeder enthält eine Elementarzelle an jeder Kante eine Cellulosekette, die gleichzeitig einer benachbarten Elementarzelle angehört, und eine weitere Kette im Zentrum (Robards 1974, S. 138f).

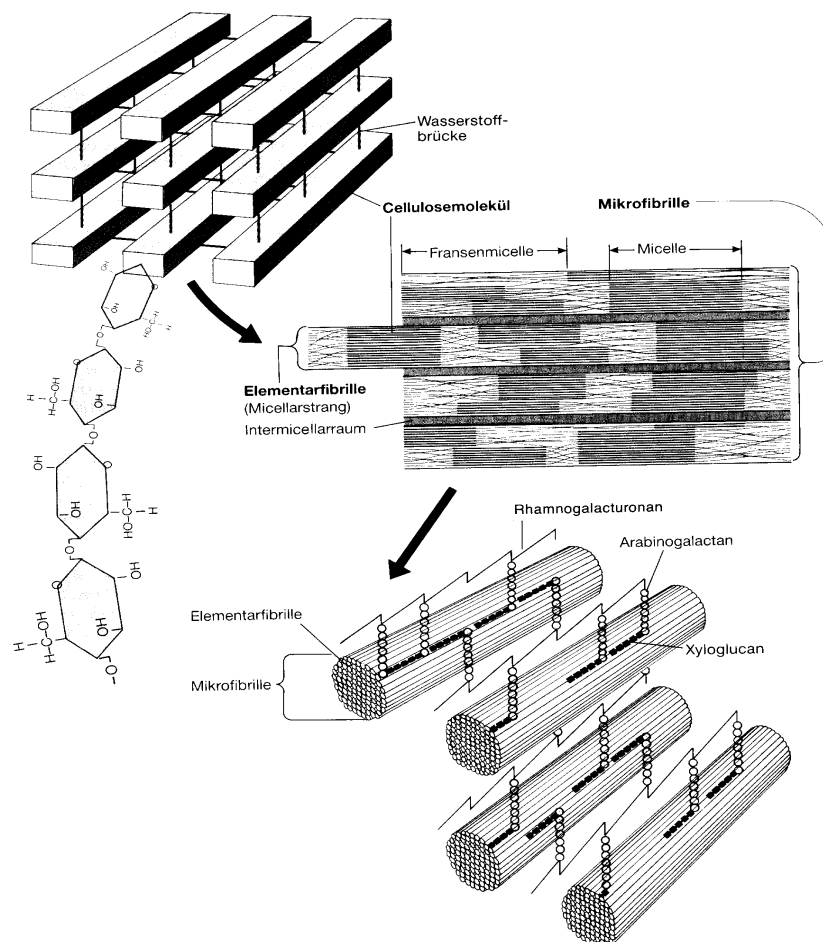
Etwa 100 Celluloseketten bilden zuerst die hochgeordneten Kristallgitter, die sich wiederum in einem Raum von wenigstens 60 nm Länge und 3.5 bis 7.5 nm Breite zusammenlagern und dadurch die sog. *Micellen* bilden (Robards 1974, S. 138f). Die intra- und intermolekularen Wasserstoffbrücken sorgen für einen gleichmäßigen Abstand der parallelgelagerten Cellulose-Moleküle in der Micelle und stabilisieren diese gleichzeitig (Lüttge et al. 1988, S. 147f). Die intramolekularen Wasserstoffbrücken verbinden das Ring-Sauerstoffatom einer Glucose-Einheit und das Wasserstoffatom der C3-Hydroxylgruppe der benachbarten Glucose-Einheit innerhalb einer Cellulosekette; intermolekulare Wasserstoffbrücken existieren zwischen dem Sauerstoffatom der Hydroxylgruppe in einer Cellulosekette und dem Wasserstoffatom der Hydroxylgruppe in der benachbarten Cellulosekette (Brett und Waldron 1990, S. 12).

Mehrere *Micellen* sind zu Elementarfibrillen gebündelt und mehrere Elementarfibrillen bilden eine *Mikrofibrille*, die ebenso wie die *Micellen* selbst von bandförmigem Aussehen ist (Abb. 2.1-3). Die Mikrofibrillen haben ein Durchmesser von 5 bis 15 nm und einen Abstand von 20 bis 40 nm zueinander (Carpita und



Gibeaut 1993; Robards 19974, S. 138f). Sie sind beliebig lang, deswegen sind die beiden Enden einer Mikrofibrille selten elektronenmikroskopisch beobachtet worden. Mikrofibrillen stellen die morphologische Grundeinheit der Zellwand und die im Elektronenmikroskop am häufigsten beobachtete Cellulosestruktur dar (Carpita und Gibeaut 1993).

Mikrofibrillen können sich zu *Makrofibrillen* zusammenlagern. Diese haben einen Durchmesser von ca. 400 nm. Zwischen den Mikrofibrillen bleiben wiederum Zwischenräume mit einer Weite von ca. 10 nm. In diese interfibrillären Räume können daher nicht nur Wasser, sondern auch größere Moleküle, z.B. Hemicellulosen und Lignin, eingelagert werden (Lüttge et al. 1988, S. 147f).



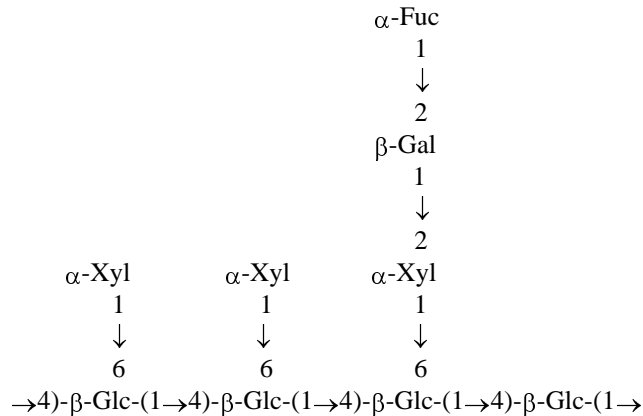
**Abb. 2.1-3** Mikrofibrille (nach Lüttge et al. 1988, S. 152)

#### Matrix (1): Hemicellulose

In vielen dikotylen Pflanzen existieren Xyloglukan in der Primärwand und Xylan in der Sekundärwand als Hauptbestandteile der Hemicellulose (Brett und Waldron 1990, S. 27f; 1996, S. 32f).

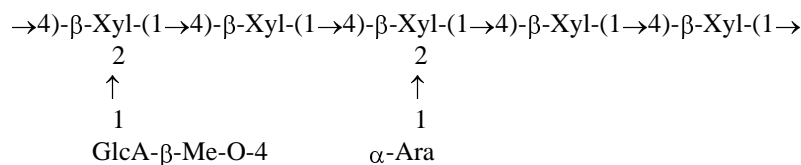
Xyloglukan besitzt eine Hauptkette aus  $\beta$ -1,4 verbundenen Glucose-Einheiten:  $[\rightarrow 4)\text{-}\beta\text{-D-Glc-(1}\rightarrow]_n$ . An die C6-Position der Glucose-Einheiten sind Seitenketten

gebunden (Abb. 2.1-4; Brett und Waldron 1990, S. 30). Die aus der Zellwand extrahierten Xyloglukane sind zwischen 20 bis 700 nm (im Mittel 200 nm) lang (McCann et al. 1990, 1992b) und deutlich länger als der Abstand zwischen zwei Cellulosefibrillen (20 bis 40 nm) (Carpita und Gibeaut 1993).



**Abb.2.1-4** Xyloglukan (nach Brett und Waldron 1990, S. 31)

Xylan besitzt eine Hauptkette, in der die Xylose-Einheiten  $\beta 1,4$  verbunden sind:  $[\rightarrow 4)\text{-}\beta\text{-Xyl}-(1\rightarrow]_n$ . Einige Xylose-Einheiten der Hauptkette sind am C2-Atom mit 4-O-Methyl- $\beta$ -Glukuronsäure oder am C2 bzw. C3-Atom mit Arabinose substituiert (Abb. 2.1-5). Lange Arabinose und anderen Monosaccharide enthaltende Seitenketten wurden auch gefunden. Die absolute und relative Mengen der Seitenketten des Xylans hängen vom Zellentyp ab (Brett und Waldron 1996, S. 32).



**Abb. 2.1-5** Xylan (nach Brett und Waldron 1990, S. 29)

In Zuckerrübenzellwand sind etwa 2 % der Monosaccharide Xylose (s. Tab. 2.1-1). Die Xylose-Einheiten enthaltenden Polymere können *nicht* mit chelatisierender Substanz in verdünnter alkalischer Lösung bei Raumtemperatur (0.05 M EDTA + 0.15 M NaOH, 25 °C, 2h = Extraktion A) aus der Zellwand extrahiert werden. Bei der anschließenden Extraktion mit einer heißen und konzentrierten alkalischen Lösung (4 M NaOH + 0.02 M NaBH<sub>4</sub>, 80 °C, 2h = Extraktion B) befindet sich Xylose im Extrakt (5 %) (Oosterveld et al. 1996). Nach der „sugar linkage“-Analyse dieser Fragmente (Analyse nach Methylierung) existiert Xylan wahrscheinlich auch in der Rübenzellwand (Oosterveld et al. 1996). Außerdem werden Xylose, Glucose, Arabinose, Galaktose sowie Mannose als Bausteine der Polymere im Extrakt

(Hemicellulose) aus der Extraktion mit konzentrierter alkalischer Lösung (10 %) unter Raumtemperatur in vergleichbarer Menge gefunden (Wen et al. 1988).

Die Zellwand der Zuckerrüben ist reich an Arabinose: sein Anteil beträgt etwa 20 % der gesamten Polysaccharide (Oosterveld et al. 1996; Tab. 2.2-1). Die oben genannte Extraktion B, ein typischer Fall der Hemicellulose-Extraktion, ergibt einen Extrakt mit Arabinose als Hauptkomponente, wobei das Verhältnis Arabinose/Galaktose des Extraktes zwischen 5 und 8 liegt (Oosterveld et al. 1996). Hemicellulose wird vereinfachend häufig in Literatur der Zuckertechnologie als diejenige Polymerfraktion verstanden, die hauptsächlich aus Arabinose- und Galaktose-Einheiten besteht (Buchholz et al. 1986; Vogel und Schiweck 1988; Clarke et al. 1992; Broughton et al. 1995).

Arabinose und Galaktose als Bausteine der Polysacchariden befinden sich eigentlich in den Fragmenten von sowohl Pektin als auch Hemicellulose (Oosterveld et al. 1996; Wen et al. 1988; Guillon und Thibault 1988), weil sie bei der Pektin-Extraktion nicht vollständig extrahierbar sind. Man behandelt Arabinan und Galaktan deswegen auch unter grobem Begriff Pektin (Thibault und Guillon 1990; Guillon und Thibault 1989, 1988; Brett und Waldron 1990, S. 22). Offensichtlich überschneiden die Begriffe von Hemicellulose und Pektin; die Extraktion der Zellwand ergibt also keine logische Stoffklassifizierung für die Zellwand. Nichtsdestoweniger sind diese historisch gewachsenen Begriffe bei Beschreibung der Verteilung der Polymere in der Zellwand nützlich und werden auch in dieser Arbeit als im Sinne einer zusätzlichen verständlichen, einfachen Klassifizierung benutzt.

#### Matrix (2): Pektin

Als Baustein pflanzlicher Zellwände kann das wasserunlösliche Pektin relativ leicht aus der Matrix extrahiert werden. Pektin ist ein Gemisch verschiedener saurer Polysaccharide, das reich an Galakturonsäure, Rhamnose, Arabinose und Galaktose ist. In dikotylen Pflanzen ist Pektin die charakteristische Hauptkomponente der Mittellamelle und Primärwand (Brett und Waldron 1990, S. 22).

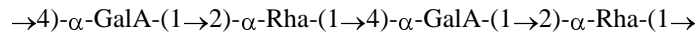
Das bandförmige Homogalakturonan besteht aus  $\alpha$ 1,4-verknüpften Galakturonsäuren (GalA)  $[\rightarrow 4)\text{-}\alpha\text{-D-GalA-(1}\rightarrow]_n$ , die z.T. (50 - 80 %, s. a. Tab. 2.2.2) mit Methanol verestert sind und in geringerem Ausmaß Acetylgruppen aufweisen. Homogalakturonan enthält bis zu 200 Galakturonsäure-Einheiten und ist etwa 100 nm lang. Seitenkette wie Xylose als Monomer, Arabinose und Galaktose als längere Ketten kovalent über die C2- und C3-Atome der Monomeren mit der Hauptkette verknüpft sind. Homogalakturonan ohne die Seitenkette bildet in der Zellwand relativ gleichmäßig strukturierte Regionen („smooth regions“) (Pilnik und Voragen 1980, S. 237f; Brett und Waldron 1990, S. 22f; Thibault und Guillon 1990).

Rhamnogalakturonan I als zweiter Typ des Pektins ist ein verzweigtes Heteropolymer. Seine lange Hauptkette (Polymerisationsgrad > 2000) besteht aus

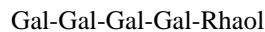
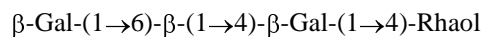
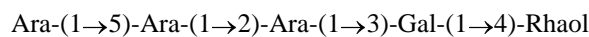
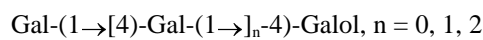
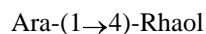
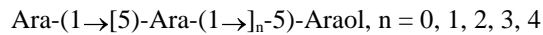
Galakturonsäure-Einheiten und Rhamnose-Einheiten. In der Suspensionskultur von Ahorn-Zellen ist das Verhältnis GalA/Rha = 1. In diesem Fall kann man die Hauptkette folgendermaßen beschreiben:  $[\rightarrow 4)\text{-}\alpha\text{-D-GalA-(1}\rightarrow 2)\text{-}\alpha\text{-L-Rha-(1}\rightarrow ]_n$  (Abb.2.1-6(a)).

**Abb. 2.1-6** Rhamnogalakturonan I (nach Brett und Waldron 1990, S. 23)

**a) Hauptkette**



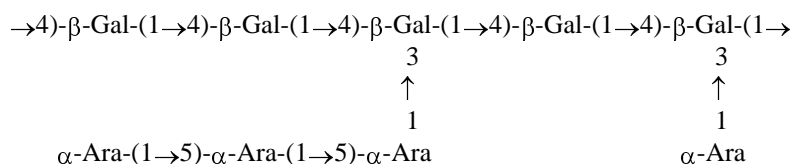
**b) Beispiele der Seitenketten**



Araol = Arabitol, Galol = Galactitol, Rhaol = Rhamnitol

Die zahlreichen Seitenketten von Rhamnogalakturonan I (Abb. 2.1-6 (b)) sehen wie Haare aus und bilden relativ unregelmäßige Regionen („hairy regions“) in der Zellwand. Diese Seitenketten sind an die C4-Position der Rhamnose-Einheiten der Hauptketten geknüpft, bestehen vorwiegend aus Arabinose und Galaktose und besitzen entweder zu Araban  $[\rightarrow 5)\text{-}\alpha\text{-L-Ara-(1}\rightarrow ]_n$ , oder zu Galaktan  $[\rightarrow 4)\text{-}\beta\text{-D-Gal-(1}\rightarrow ]_n$ , oder zu Arabinogalaktan I (Abb. 2.1-7) analoge Strukturen. Die „hairy“-Region in der Zellwand wechselt sich mit Homogalakturonan ab und bildet dadurch insgesamt ein sehr langes Molekül.

**Abb. 2.1-7** Arabinogalaktan I (nach Brett und Waldron 1990, S. 23))



### Matrix (3): Zellwandproteine

Die Zellwand enthält zahlreiche Proteine, die zumeist zu den Glykoproteinen gehören. Diese zeichnen sich dadurch aus, daß die Seitenketten aus Zuckern (Präfix „Glyko“) an die Polypeptid-Kette angeknüpft sind (Lüttge et al. 1988, S. 149; Brett und Waldron 1990, S. 32f).

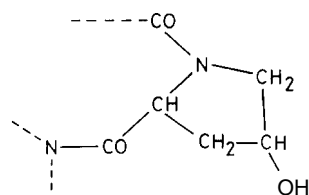
Die Zellwandproteine sind reich an der Aminosäure Hydroxyprolin (Hyp) (Abb. 2.1-8a). Es wurden drei Klassen derartiger Proteine nachgewiesen (Nultsch 1991, S.

110f): die hydroxyprolinreichen Lectine, die Arabinogalaktan-Proteine und die **Extensine**. Hier werden nur Extensine, die am umfangreichsten untersucht wurden, besprochen.

Extensine bestehen zu etwa einem Drittel aus Polypeptidketten, die neben Hydroxyprolin auch die Aminosäuren Serin, Lysin, Histidin und Valin (s. Abb. 2.1-8b) enthalten (Nultsch 1991, S. 110f). Dabei treten häufig sich wiederholende kurze Peptidsequenzen, insbesondere ein Pentapeptid, nämlich die Sequenz Ser-(Hyp)<sub>4</sub>, auf. In Extensinen kommt auch die Sequenz Tyr-Lys-Tyr wiederholend vor (Carpita und Gibeaut 1993). Das gesamte Extensin hat die Gestalt einer helikalen Struktur, die jedoch durch nicht-helikale (flexible) Abschnitte der Polypeptidkette unterbrochen wird (Nultsch 1991, S. 110f).

In den helikalen Bereichen befindet sich die Sequenz Ser-(Hyp)<sub>4</sub> (Abb. 2.1-8c), wobei die Verknüpfungsstelle mit Oligosacchariden (Seitenketten) wie Tri- und Tetra-Arabinose über das Hydroxy-Sauerstoffatom des Hydroxyprolins geliefert wird, während Serin die Verknüpfungsstelle für einzelne Galaktose-Einheiten anbietet. Durch die Kohlenhydratseitenketten (Oligosaccharide) wird die helikale Struktur des Polypeptids in Form eines steifen, stabförmigen Moleküls stabilisiert (Nultsch 1991, S. 110f).

Die Sequenz Tyr-Lys-Tyr befindet sich im flexiblen Bereich der Extensin-Moleküle und die Tyrosineinheiten bilden intramolekulare und möglicherweise auch intermolekulare kovalente Verbindungen (s. Abb. 2.1-15 und Abb. 2.1-16) (Carpita und Gibeaut 1993; Brett und Waldron 1990, S. 32f; Nultsch, 1991, S. 110f).



**Abb. 2.1-8a**

4-Hydroxyprolin in Zellwandprotein  
(nach Brett und Waldron 1990, S. 70)

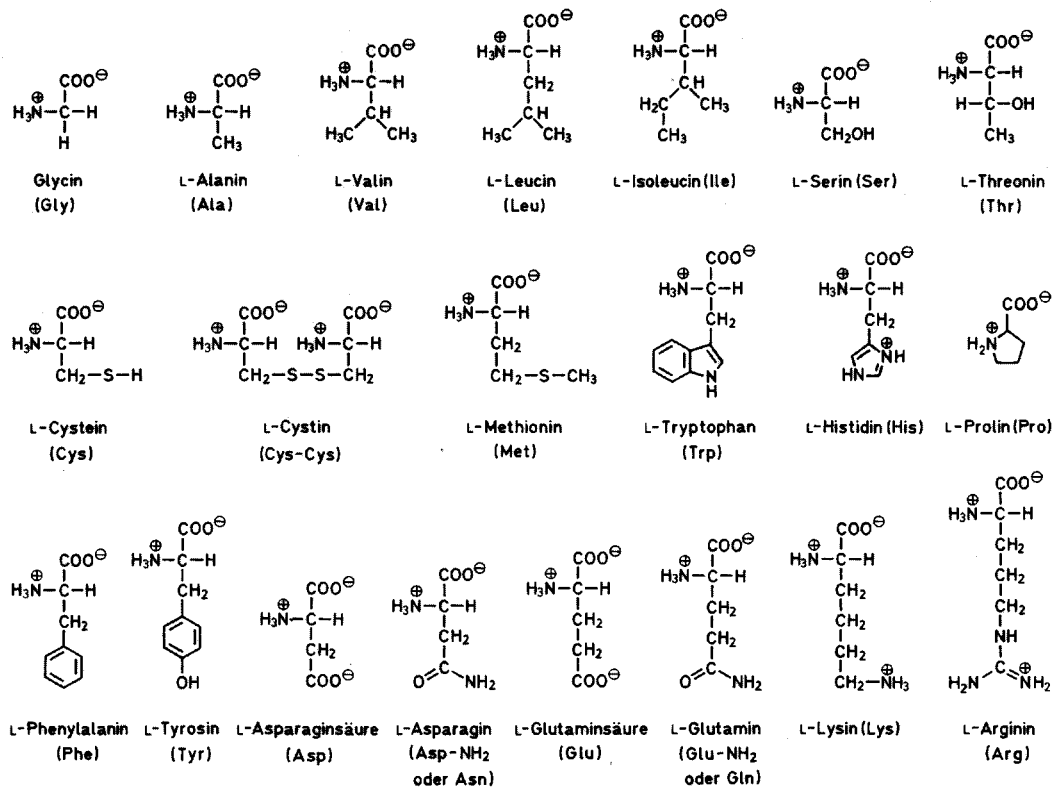
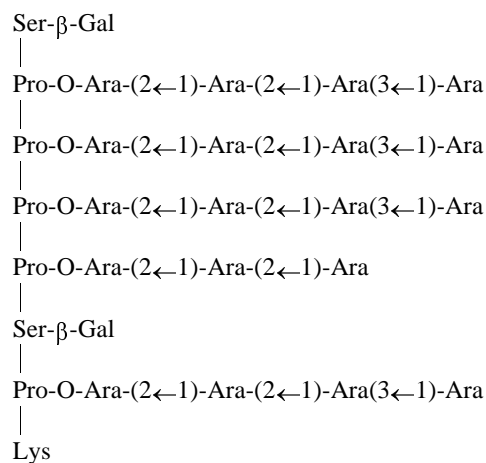


Abb. 2.1-8b Proteinogene Aminosäuren (nach Nultsch 1991, S. 17)

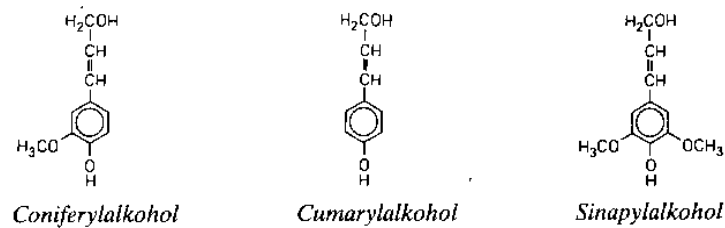
Abb. 2.1-8c Ser-(Hyp)<sub>4</sub> als Hydroxyprolin-reicher Abschnitt des Extensins in Verbindung mit tri- und tetra-arabinsylen Oligosaccharosen (Pro = Prolin) (nach Brett und Waldron 1990, S. 33; Nultsch 1991, S. 111).



#### Matrix (4): Lignin und Ferulasäure

Bestimmte Zellsorten enthalten Lignine, phenolische Polymere, die nach der Zellstreckung in die Zellwand eingelagert sind. Man findet das Lignin prinzipiell in den interfibrillären Räumen der Sekundärwand in den Zellen des Xylems (Tracheen und Tracheiden) oder in den Zellen mit sehr dicker und verholzter Sekundärwand

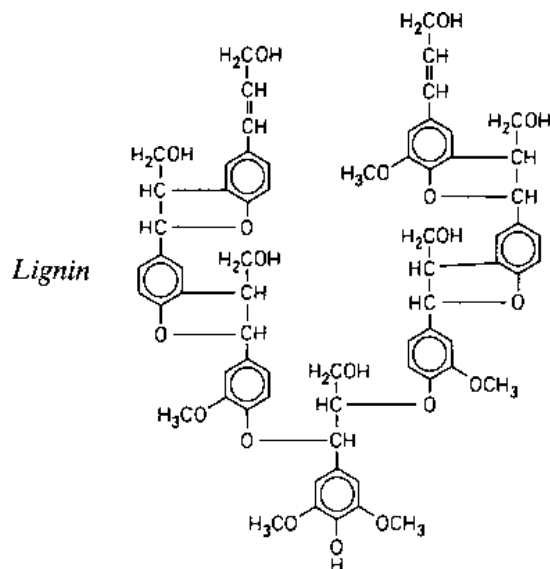
(Sclerenchyma-Zellen) (Lüttge et al. 1988, S. 155; Brett und Waldron 1990, S. 34). Coniferylalkohol, Cumarylalkohol und Sinapylalkohol sind die drei Lignin-Bausteine (Vorstufen) (Abb. 2.1-9).



**Abb. 2.1-9** Lignin-Bausteine (nach Lüttge et al. 1988, S. 215)

Diese aromatischen Alkohole liegen in der Zelle zunächst an  $\beta$ -Glucose gekoppelt als  $\beta$ -Glukosid vor. Dadurch werden sie wasserlöslich, zudem wird verhindert, daß sie vorzeitig polymerisieren. Erst am Ort der Lignin-Synthese erfolgt die Abspaltung des Zuckers und die spontane Polymerisation der Bausteine zu dreidimensionalen amorphen Strukturen, den Ligninen. Aufgrund der Zusammensetzung aus den einzelnen Bausteinen und den verschiedenen Möglichkeiten der Polymerisierung stellen Lignine eine ganze Klasse von Verbindungen dar (Abb. 2.1-10).

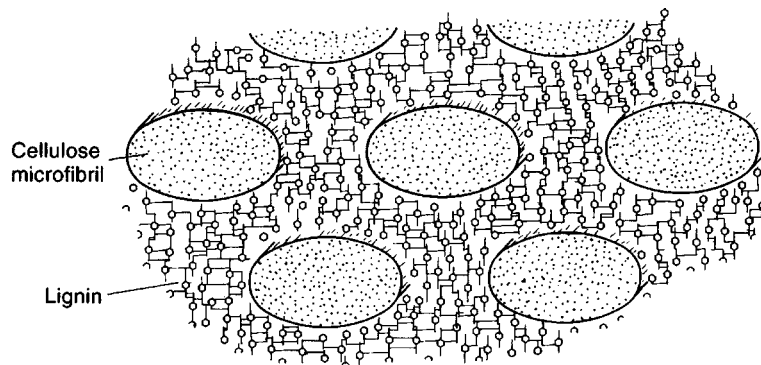
Die Polymerisation läuft kontinuierlich, solange die aktiven Vorstufen und interfibrillären Räume vorhanden sind. Deswegen füllen die Lignin-Moleküle die restlichen Räume, die noch nicht von anderen Makromolekülen besetzt sind, aus. Die Polymerisation ergibt ein sehr festes und hydrophobes Netzwerk, das die anderen Zellwandbestandteile umgibt und sie räumlich fixiert (Lüttge et al. 1988, S. 156; Brett und Waldron 1990, S. 34).



**Abb. 2.1-10** Lignin: dreidimensionale amorphe Strukturen (nach Lüttge et al. 1988 S. 215)

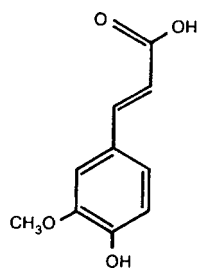
Man bezeichnet die Einlagerung von Lignin in die Zellwand als Verholzung. Durch das Verholzen büßt die Wand viel von ihrer ursprünglichen Plastizität und Elastizität und damit ihrer Wachstumsfähigkeit ein. Auch die Leitfähigkeit für Wasser wird

eingeschränkt (Abb. 2.1-11). Man kann die durch Lignin verfestigte Zellwand mit einer aus Eisenbeton gebauten Wand vergleichen: Dem Armierungseisen des Eisenbetons entsprechen die Cellulosefibrillen, beide (Armierungseisen und Cellulosefibrillen) gewährleisten Zugfestigkeit. Dem Füllbeton zwischen dem Armierungseisen entspricht das Lignin in interfibrillären Räume, beides (Füllbeton und Lignin ) gewährleistet Druckfestigkeit. Verholzung verbessert deswegen besonders die Druckfestigkeit der Zellwand (Lüttge et al. 1988, S. 156).

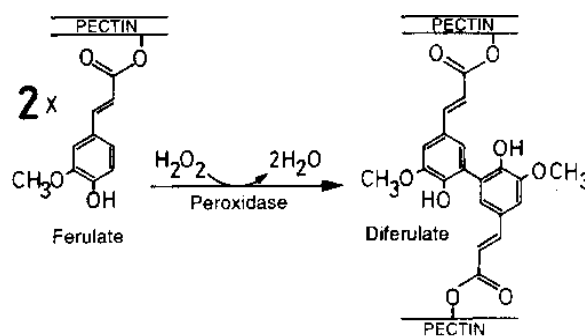


**Abb. 2.1-11** Verholzung der Zellwand: Der Zwischenraum zwischen Cellulosefibrillen wird von Lignin gefüllt. Dies ergibt eine verfestigte, wasserdichte Zellwand (nach Brett und Waldron 1990, S. 43)

Ferulasäure (Abb. 2.1-12(a)) ist ebenfalls eine wichtige phenolische Verbindung in der Zellwand der Zuckerrübe (Micard et al. 1994; Oosterveld et al. 1996). Möglicherweise ist sie mit Arabinose- und/oder Galaktose-Einheiten im Pektin verestert und spielt bei der Bildung des Pektin-Netzwerks eine wichtige Rolle (Abb. 2.1-12(b)).



**Abb. 2.1-12 (a)**  
Ferulasäure



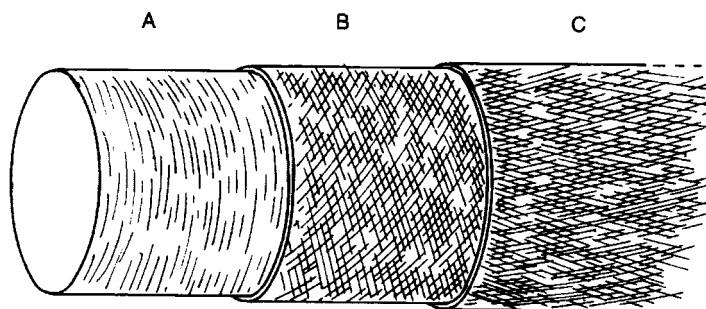
**Abb. 2.1-12 (b)** Diferulasäure (nach Brett und Waldron 1990, S. 37)



### 2.1.4 Supramolekulare Organisation der Zellwand

#### Anordnung der Cellulosefibrillen

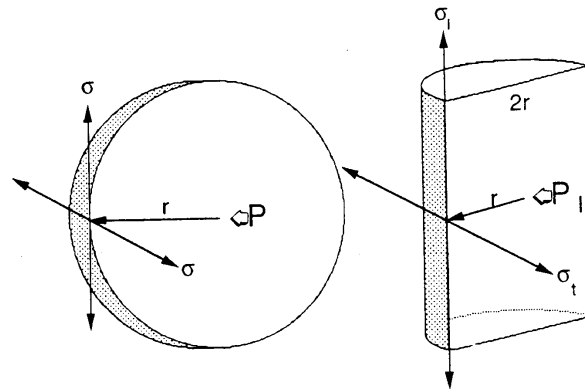
Die Zellwand wird grundsätzlich durch ein Netzwerk von Cellulosefibrillen strukturiert. Früher fand man, daß die Mikrofibrillen der Primärwand regellos (Streuungstextur) und die Mikrofibrillen der Sekundärwand in einer Ebene parallel (Paralleltextrur) angeordnet sind (Lüttge et al. 1988, S. 151). Neuerdings wird angenommen, daß die Anordnung der Cellulosefibrillen in der Primär- und Sekundärwand im Prinzip gleich ist: Beide bestehen aus einer Reihe von zylindrischen oder kugelförmigen Schichten aus Cellulosefibrillen mit helicaler Struktur (Roland et al. 1992; Brett und Waldron 1990, S. 44f). In einer gleichen Schicht laufen die Mikrofibrillen wie parallel geordnete zylindrische Spiralen, unabhängig davon, ob in der Primär- oder Sekundärwand. Diese parallel geordneten Mikrofibrillen-Spiralen zeigen *einerseits* eine transversale Anordnung der Mikrofibrillen auf der Zellwand, *andererseits* erlauben sie relativ leicht die Streckung der wachsenden Zellwand (Primärwand) entlang der Längsachse der zylindrischen Spirale. Man rechnet damit, daß auf das Wachstum eine Netto-Orientierung der Mikrofibrillen in die Richtung der Zellstreckung folgt (Abb. 2.1-13).



**Abb. 2.1-13** Streckung der Mikrofibrillen in der Primärwand während des Wachstums (Roelofsen 1953): Die auf dem Plasmalemma liegenden Mikrofibrillen orientieren sich senkrecht zur Richtung der Zellstreckung (A). Beim Wachsen verändert sich die Orientierung der Mikrofibrillen allmählich in Richtung der Zellstreckung (B und C) (nach Brett und Waldron 1990, S. 86)

#### Cellulose-Hemicellulose-Rahmen

Um dem osmotischen Druck (etwa 10 bar) (Junghans und Buttersack 1998; Nultsch 1991, S. 243) in den Parenchymzellen standhalten zu können, muß die Zellwand eine hohe Zugfestigkeit haben (Carpita und Gibeaut 1993). Für einen osmotischen Druck von 10 bar in einer ausgereiften Zelle (Durchmesser: 50 µm; Zellwanddicke: 1.1 µm) kann eine Zugfestigkeit einer als Kugel idealisierten Zellwand von etwa 230 bar berechnet werden (Abb. 2.1-14).



$$P \cdot \pi r^2 = \sigma \cdot 2\pi r \cdot t$$

$$\therefore \sigma = P \cdot r / 2t$$

$$P \cdot 2r \cdot l = \sigma_t \cdot 2l \cdot t$$

$$\therefore \sigma_t = P \cdot r / t$$

**Abb. 2.1-14** Auf die kugelförmige bzw. zylindrische Zellwand wirkende Spannung  $\sigma$  bzw.  $\sigma_t$  - Zugspannung,  $P$  - osmotischer Druck,  $r$  - Durchmesser,  $t$  - Wanddicke (nach Carpita und Gibeaut 1993)

Weil die Cellulosefibrillen in zylindrischen Spiralen angeordnet sind, können sie weniger axiale als radiale Belastung tragen und erlauben deswegen relativ leicht die axiale Deformation. Daher ist es erforderlich, daß sich weitere Nicht-Cellulose-Polysaccharide, hauptsächlich Xyloglukan (XG), mit den Cellulosefibrillen fest verbinden, um die allmähliche Zellstreckung zu gewährleisten.

Zahlreiche Wasserstoffbrücken zwischen den Cellulosefibrillen und der Hemicellulose (den Xyloglukanen in der Primärwand und den Xylanen in der Sekundärwand) schließen die Hemicellulose in die Cellulosefibrillen ein (Brett und Waldron 1990, S. 38f). Die Xyloglukan-Kette (bei der Zuckerrübe kommt dem Arabinogalactan eventuell die entsprechende Rolle zu) kann nicht nur durch Wasserstoffbrücken mit Cellulosefibrillen fest verbunden sein, sondern auch über die benachbarten Cellulosefibrillen hinwegreichen oder sich mit anderen Xyloglukan-Ketten verweben (Carpita und Gibeaut 1993).

Die vernetzten Xyloglukan-Ketten sind die prinzipiellen Träger der Zugspannung entlang der Achse der zylindrischen Zellen. Auf den Bruch der mit Cellulosefibrillen verknüpften Xyloglukan-Ketten folgt vermutlich die Abtrennung der Cellulosefibrillen bei der Zellwandstreckung (Carpita und Gibeaut 1993). Die enzymatische Hydrolyse oder Dissoziation der mit Cellulosefibrillen verknüpften Xyloglukane könnte der geschwindigkeitskontrollierende Schritt des Wachstums sein (Cleland 1981; Taiz 1984).

#### Pektin-Netzwerke

Zwischen den Polygalakturonsäure-Ketten gibt es enge Wechselwirkungen („junction“- Zonen). Zwei antiparallele Polygalakturonsäurenketten können mit mehreren  $\text{Ca}^{2+}$ -Ionen Komplexe bilden, die von ihrer Form her einer Eierschachtel ähnlich sind („eggbox structure“) (Rees 1977; Jarvis 1984; Powell et al. 1982). Bei niedriger  $\text{Ca}^{2+}$ -Konzentration bilden 14 Galakturonsäuren mit einem  $\text{Ca}^{2+}$ -Ion die

stabilsten Komplexe (Jarvis 1984). Bei  $\text{Ca}^{2+}$ -Überschuß ist es möglich, daß 4 oder noch mehr Polygalakturonsäurenketten sich zusammenlagern (Jarvis 1984; Walkinshaw und Arnott 1981).

Alternativ zur oben beschriebenen ionotropen Vernetzung können „junction“-Zonen durch nicht-ionische Wechselwirkungen, nämlich Wasserstoffbrücken und hydrophobe Bindungen, erzeugt werden (Ravanat und Rinaudo 1980). Ein hoher Veresterungsgrad (z.B. Acetylierungsgrad) wird dann naturgemäß diese Arten der Polymer-Polymer Wechselwirkung unterstützen (Deuel et al. 1950). In Pektin-Gelen wird die Ausbildung der nicht-ionischen Überstrukturen erst dann beobachtet, wenn der Wassergehalt z.B. durch dehydratisierende Substanzen wie Saccharose erniedrigt und außerdem der Dissoziationsgrad der Carboxylgruppen durch einen niedrigen pH-Wert abgesenkt ist (Crandall und Wicker 1986; Morris et al. 1980).

Zwischen den „junction“-Zonen befinden sich „inter-junction“-Zonen, die aus gering verdichteten Seitenketten der „hairy“-Regionen bestehen und sich relativ frei bewegen können (Clark und Ross-Murphy 1987; Jarvis 1984). In der pflanzlichen Zellwand wurden entsprechende feste und bewegliche Domänen festgestellt (McKay et al. 1982). Die „inter-junction“-Zonen enthalten über das Hydratwasser hinaus gewöhnlich freies Wasser (Clark und Ross-Murphy 1987).

In Zuckerrüben findet sich Ferulasäure, die mit dem neutralen Zucker (Arabinose und/oder Galaktose) des Arabinogalaktans verbunden ist. Durch Diferulat-Brücken werden zwei Seitenketten des Rhamnogalakturons I verbunden, was zu einer kovalenten Vernetzung von Pektinmolekülen führt (s. Abb. 2.1-12 (b); Brett und Waldron 1990, S. 36f; Fry 1986; Rombouts und Thibault 1986c).

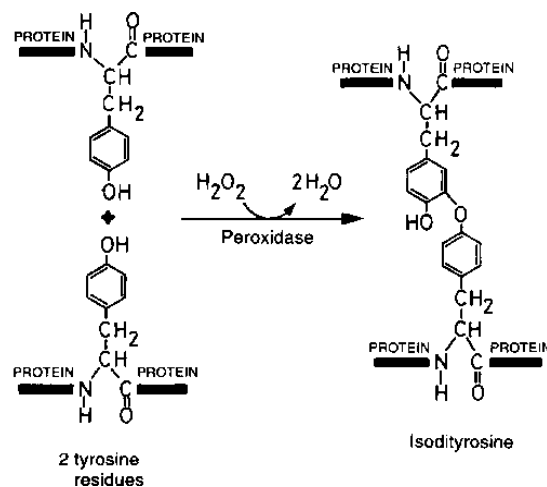
In einem verallgemeinerten Primärwand-Modell (Carpita und Gibeaut 1993) wird die Pektin-Matrix für alle Blütenpflanzen (Angiospermen) so beschrieben, daß durch  $\text{Ca}^{2+}$ -Vernetzung Pektinketten miteinander verbunden und große Teile der die Cellulosefibrillen umhüllenden Pektinketten verestert sind. Für die  $\text{Ca}^{2+}$ -Vernetzung wird überwiegend das „Eierschachtel“-Modell angenommen.

Als geschwindigkeitskontrollierender Schritt des Wachstums hängt die Hydrolyse der mit Cellulosefibrillen verknüpften Xyloglukane nicht nur von den Enzym- und Substratkonzentrationen, sondern auch von der Porosität der Pektin-Matrix ab, weil die meisten Zellwandenzyme größer als die von der Pektin-Matrix definierten Poren sind (Baron-Epel et al. 1988). Mit anderen Worten stellt die Pektin-Matrix eine physikalische Barriere zwischen dem Xyloglukan und der Xyloglukanase dar. Beispielsweise könnte eine Absenkung des pH-Wertes oder eine Veränderung der elektronisch geladenen Umgebung die lokale Porengröße ändern. Dadurch wird der Transport (die freie molekulare Diffusion in der gesamten Zellwand) und die Aktivität der Enzyme reguliert (Carpita et al. 1979; Baron-Epel et al. 1988). Eine lokale Vergrößerung der Poren ermöglicht erst die enzymatische Wechselwirkung der Hydrolase mit den Substratpolymeren.

Künstliches Pektin gel besitzt die besondere Fähigkeit einer reversiblen Volumenänderung (Elastizität), die auf kleine Änderungen der Temperatur, Art und Konzentration von Salzen, pH-Wert und elektrisches Feld folgt (Hirpokawa et al. 1985; Ohmine und Tanaka 1982; Tanaka et al. 1980 1982). Jedoch ist die Analogie zwischen dem künstlichen und pflanzlichen Gel noch nicht ausreichend geklärt (Carpita und Gibeaut 1993).

### Protein-Rahmen

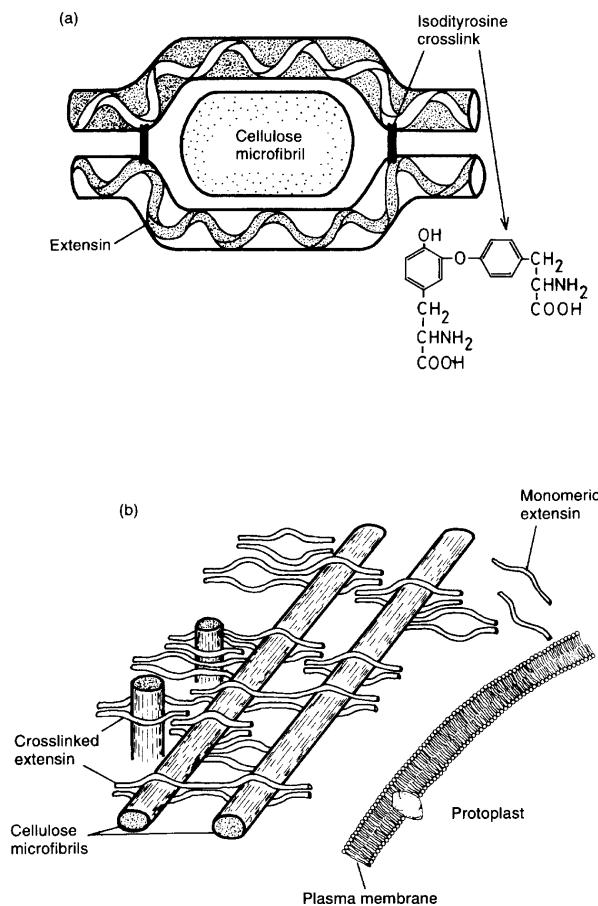
Aufgrund elektronenmikroskopischer Aufnahmen kann das gesamte Extensin als ein „flexibler Stab“ betrachtet werden und ist mit anderen Proteinen vernetzt. Die chemische Analyse zeigt, daß im Extensin-Netzwerk kein Extensin mit Polysacchariden verbunden ist (Brett und Waldron 1990, S. 36). Lamport (1986) schlägt ein modifiziertes Längs- und Querfaden-Modell vor: das Extensin mit seinen flexiblen Regionen legt sich über die Cellulosefibrillen, so daß sich zwei Extensinmoleküle kovalent durch intermolekulare Isodityrosin-Einheiten miteinander verbinden können (Brett und Waldron 1990, S. 36f) (Abb. 2.1-15). Die Vernetzung durch Isodityrosin tritt in Abständen von etwa 30 Aminosäuren auf (Nultsch 1991, S. 111).



**Abb. 2.1-15** Isodityrosin: Cross-Linking zwischen Proteinen in der Zellwand  
(nach Brett und Waldron 1990, S. 42)

Solche kovalent verbundenen Extensinketten bilden die Querfäden, die zwischen die Cellulosefibrillen (Längsfäden) eingeschoben und mit den Cellulosefibrillen verwoben sind (Abb. 2.1-16(a) und (b)). Deswegen orientieren sich die Strukturen der Extensine in der Zellwand senkrecht zum Plasmalemma und können so die (Cellulose-) Schichten verbinden. Die Bildung des Extensin-Cellulose-Rahmens ergibt eine Steigerung der Zugfestigkeit der Zellwand (Iraki et al. 1989c). Die Inkorporation des Extensins in die Zellwand kann mit verlangsamtem oder Null-Wachstum korreliert werden (Brett und Waldron 1990, S. 41). Außerdem ergänzt der Protein-Rahmen die Funktionen der Xyloglukanmoleküle. Während letztere

hydrolysiert werden können, fixieren die Extensine die endgültige Gestalt der Zelle (Carpita und Gibeaut 1993).



**Abb. 2.1-16** Modell der Zellwand nach Lamport und Epstein (1984)

- (a) Cellulosefibrille-umhüllende, durch Isodityrosin-Verbindung miteinander verbundene Extensine;  
 (b) Verfestigung des Cellulose-Rahmens durch Extensin-Netzwerk

Die oben dargestellte supramolekulare Organisation der Zellwand kann wie folgt zusammengefaßt werden:

In der Zellwand gibt es drei strukturell selbständige Domänen, die jedoch miteinander in Wechselwirkung stehen: während der Zellstreckung einer zylindrischen Zelle verlaufen die Cellulosefibrillen in zylindrischen Spiralen; die Hemicellulose-Ketten verlaufen in axialer Richtung des Zylinders (Richtung der Zellstreckung) und sind mittels H-Brücken mit den Cellulosefibrillen verbunden. Dadurch wird die erste Domäne, nämlich der Cellulose-Hemicellulose-Rahmen, gebildet. Die zweite Domäne, nämlich das Pektin-Netzwerk, wird durch die Vernetzung mittels ionischer Bindungen („Eierschachtel“-Modell) und/oder kovalenter Bindungen (Diferulat-Brücken) zwischen Pektin-Ketten gebildet. Der Cellulose-Hemicellulose-Rahmen wird von Pektin-Netzwerken (die zweite Domäne) umhüllt. Die strukturellen Proteine können sich z.B. durch Isodityrosin-Bindungen

kovalent miteinander zum Protein-Rahmen, der dritten Domäne, verbinden. In einer zylindrischen Zelle orientieren sich die Proteinketten in der radialen Richtung, so wie Nadeln in ein dickes Tuch eingesteckt werden. Mit den flexiblen Bereichen der Proteinmolekülen könne Zellwandproteine die Cellulosefibrillen umwickeln. Damit dient der Protein-Rahmen der Verfestigung der Zellwand.

Die Spannung, die senkrecht zum Zylindermantel besteht, wird von den Cellulosefibrillen und dem Protein-Rahmen aufgenommen; die Festigkeit in der Richtung parallel zur Zylinderachse wird vom Hemicellulose-Rahmen (Xyloglucan-Vernetzungen) gegeben. Die enzymatische Hydrolyse der mit Cellulosefibrillen verknüpften Xyloglukane wird als einer der geschwindigkeitskontrollierenden Faktoren des Wachstums verstanden. Die Pektin-Matrix stellt mit ihrer Porosität eine physikalische Barriere zwischen dem Xyloglukan und der Xyloglukanase dar. Die Porengröße der Pektin-Matrix läßt sich durch den pH-Wert und die elektronisch geladene Umgebung beeinflussen. Dies beeinflußt schließlich das Wachstum der Zellen.

### **2.1.5 Physikalische Eigenschaften der nativen Zellwand**

#### **Viskoelastizität**

Die lebende Zellwand besitzt vermutlich nicht nur viskose und elastische, sondern auch plastische Eigenschaften. Zumindest können diese Eigenschaften für die Zellwand *in vitro* bestätigt werden (s. Kap. 2.2). Aber das Wachstum der Zelle *in vivo* folgt nicht auf eine elastische Verformung, sondern im wesentlichen auf eine viskoplastische Verformung der Zellwand unter dem osmotischen Druck der Vakuole (Turgor), da die elastische Vergrößerung der Zelle den stetig zunehmenden Turgor benötigt, der tatsächlich während des Wachstum etwa konstant bleibt. Andererseits sollte das Wachstum einer Zelle mehr als eine reine physikalische Verformung der Zellwand beinhalten, weil die Wachstumsgeschwindigkeit *in vivo* sich allmählich (langsam) verändert, während die Geschwindigkeit der Verformung der Zellwand *in vitro* viel schneller abnimmt (in Abb. 2.2-9 ist die Geschwindigkeit der Verformung der Zellwand *in vitro* nach 70 min schon etwa Null). Deswegen wird die Verformung der Zellwand *in vivo* als ein metabolisch erhaltener visko-plastischer Prozeß interpretiert (Brett und Waldron 1990, S. 93f; Lüttge et al. 1988, S. 63f).

Die plastische Verformung der Zellwand dürfte sich mehr auf die primäre als auf sekundäre Zellwand beziehen, weil nach der Auflagerung der sekundären Wand auf die primären Wand die Zelle die endgültige Größe und Gestaltung hat (Lüttge et al. 1988, S. 155).

Im Vergleich zur Primärwand hat die Sekundärwand nicht nur einheitlicher orientierte Mikrofibrillen (weil sie in der Sekundärwand nur in einigen Hauptschichten geordnet sind), sondern auch eine größere Wandstärke und einen

höheren Cellulosegehalt. Es ist daher verständlich, daß die Primärwand weniger fest und viel mehr verformbar ist. Die Sekundärwand hat einen Elastizitätsmodul von  $10^4$  bis  $10^6$  bar. Für die Sekundärwand kann manchmal auch die plastische Verformung auftreten; sie führt bei einer relativen Deformation von 2 bis 15 % zum Bruch. Normalerweise wird aber die für eine plastische Verformung der Sekundärwand erforderliche Kraft in der Pflanze nicht erreicht (Brett und Waldron 1990, S. 44f).

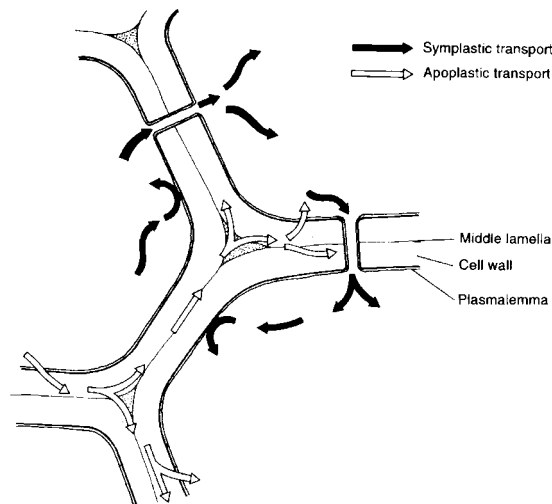
#### Elektrostatik

Die Carboxylgruppen der Galakturonsäure im Pektin der Primärwand und die Carboxylgruppen der Glukuronsäure im Xylan der Sekundärwand führen dazu, daß die Zellwand normalerweise negativ geladen ist. Die negative Ladung wird teilweise durch positiv geladene Proteine und andere kleinere positiven Ionen, hauptsächlich Metallionen wie Calcium-, Natrium- und Kaliumionen ausgeglichen. Protonen regulieren den pH-Wert der Zellwand auf Werte zwischen 4 und 6 (Brett und Waldron 1990, S. 47).

#### Porosität

In der hydrophilen und nicht-verholzten Zellwand ist der durchschnittliche Abstand zwischen den relativ immobil Polymeren so groß, daß kleine Moleküle (Wasser, Saccharose, Nährstoffe und die meisten Aminosäuren) durchgelassen werden können, wenn sie nicht elektronisch oder auf andere Weise an die Polymeren gebunden sind. Auch kleine Proteine ( $< 10$  kDa) und Polysaccharide können durch die Zellwand wandern. Der Durchmesser der Poren beträgt etwa 4 nm. Man vermutet, daß die Größe der Poren in der Pektin-Matrix durch enzymatische Digestion mancher Pektinmoleküle vergrößert werden kann, so daß manche größere Enzyme auch an den Ort ihrer Wirkung z.B. zur Sekretion von Makromolekülen gelangen können (Brett und Waldron 1990, S. 47).

Der Stofftransport zwischen Zellen steht im engen Zusammenhang mit der Porosität der Zellwand und kann in zwei Hauptarten, nämlich Apoplast- und Symplasttransport, klassifiziert werden (Abb. 2.1-17). Der Apoplasttransport beinhaltet das Wandern durch die Matrix der Zellwand und kann zwischen benachbarten oder entfernten Zellen geschehen. Apoplasttransport schließt nicht nur den Transport durch die Zellwand ein, sondern auch das Durchdringen des Plasmallemmas. Dieser Transporttyp hängt am engsten mit der molekularen Struktur der Zellwand zusammen, weil die immobil Mikrofibrillen und Matrix-Polymere wie ein Sieb funktionieren. Der Symplasttransport beschreibt den Stofftransport durch die Zellwand-Poren (Plasmodesmen in den Tüpfelregionen).



**Abb. 2.1-17** Stofftransport zwischen Zellen: Apoplast- und Symplasttransport  
(nach Brett und Waldron 1990, S. 115)

## Hydrophilie und Hydrophobie

Die Primärwände sind hydrophil, haben kontinuierliche wäßrige Kanäle und erlauben den Transport kleiner Moleküle. Durch amorphe Inkrustationen (z.B. Einlagerung von Lignin) kann das Wasser ersetzt werden, die Zellwand wird dann hydrophob. Neben dieser Einlagerung kommen auch Auflagerungen amorpher Polymere auf die Zellwand vor. Solche Auflagerungen werden als Adkrustationen bezeichnet. Da Adkrustationen die Wasserdurchlässigkeit der Zellwand meist vermindern oder ganz unterbinden, findet man Zellen mit adkrustierten Zellwänden besonders häufig in Abschlußgeweben, die dem Wasserverlust vorbeugen. Die wichtigsten Adkrusten sind das Suberin (Korkstoff) und das Cutin. Beides sind amorphe Polymere, eine Mischung von Fettestern und Fettsäuren. Suberin und Cutin sind apolare Lipide und damit wasserabweisend. Das ist auch der Grund, warum sie nicht in eine gequollene Zellwand eingelagert, sondern als innere oder äußere Schicht auf diese aufgelagert sind. Das Cutin findet sich beispielsweise in der äußeren Schichte der Epidermiszellen, die die äußere Oberfläche der Zuckerrübe bedecken (Lüttge et al. 1988, S. 157; Brett und Waldron 1990, S. 115; Steinert et al. 1990a).

## 2.2 Denaturierte Zuckerrübe

### 2.2.1 Thermische Behandlung

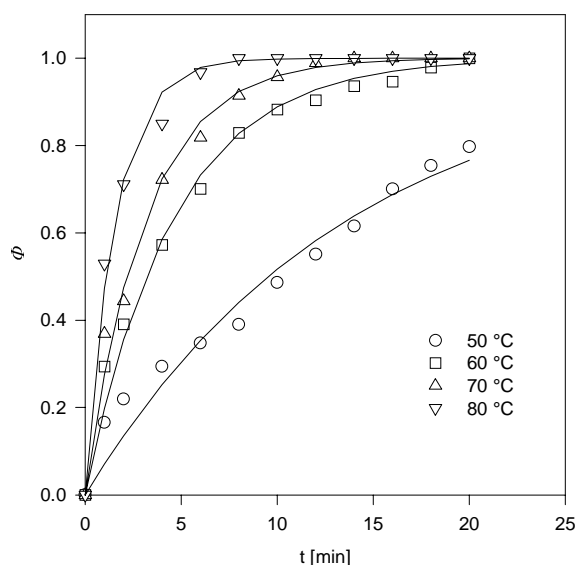
Die thermische Behandlung der nativen Zuckerrübenschnitzel ermöglicht durch die Zerstörung der Zellmembranen die effektive Zuckerextraktion, bei der allerdings auch ein Teil der Gerüstsubstanzen der Zellwand aufgelöst wird und in die Extraktionsflüssigkeit übergeht. Die Auflösung der Gerüstsubstanzen (Matrix-Polysaccharide) ist im wesentlichen auf ihre Hydrolyse und eine Eliminierungsreaktion in der Pektinkette zurückzuführen, die von dem pH-Wert der



umgebenen Flüssigkeit, der Extraktionstemperatur und der Verweilzeit der Schnitzel abhängen. Naturgemäß folgt auf diese Reaktionen der Matrix-Polysaccharide eine strukturelle Änderung der Zellwand, die die mechanischen Eigenschaften bzw. die Abpreßbarkeit der Schnitzel beeinflusst.

#### Auflösung der Zellmembranen

Bei der technischen Verarbeitung (Saftgewinnung) werden Zuckerrüben nach der Zerkleinerung (5 - 15 % der Zellen werden dadurch mechanisch geöffnet) beispielsweise zuerst 5 min bei 70 - 78 °C und dann 70 - 75 min bei 69 - 73 °C behandelt (Schiweck 1994). Die thermische Behandlung denaturiert die Zell- und Vakuolenmembranen des nativen Rübenorgans (Abb. 2.2-1).



**Abb. 2.2-1**

Volumenfraktion  $\Phi$  thermisch denaturierter Rübenzellen des Parenchymgewebes (nach Buttersack und Schliephake 1997; Daten nach Schneider und Hoffmann-Walbeck 1952)

#### Kettenspaltung der Matrixpolymere

In nativen Rüben beträgt die Trockensubstanz (Tab. 2.2-1) durchschnittlich 23.5 g/100 g Rübe (Zucker 16.5 g/100 g Rübe), der Rest ist Wasser. Nach der Zuckerextraktion bleiben die wasserunlöslichen Anteile und geringe Mengen von Zucker in den extrahierten Schnitzeln als Rübenmark und dies beträgt ca. 4.5 g/100 g Rübe (Buchholz et al. 1986, Ullmann 1994, A25, S. 355). Während der Zuckerextraktion wird der ursprüngliche Gehalt an Polysacchariden der Matrix nur um weniger als 1% vermindert (Steinert et al. 1990b). Diese mengenmäßig kleine Änderung weist jedoch auf wichtige innerhalb der Zellwand ablaufende chemische Reaktionen hin.

Die Rübenzellwand besteht grundsätzlich aus Cellulosefibrillen und der sie umhüllenden Zellwand-Matrix und die beiden Bestandteile verhalten sich bei der thermischen Belastung sehr unterschiedlich: während Pektin z.B. bei 80 °C (pH = 7) schon in 30 min weitgehend (Polymerisationsgrad < 60) abgebaut wird (Albersheim et al. 1960), bleibt Cellulose unter diesen Bedingungen auch in den amorphen

Regionen stabil (Ranby 1961). Bekanntlich ist dieser Abbau der Matrix-Polysaccharide eine durch  $H^+$  oder  $OH^-$ -Ionen katalysierte Hydrolyse (Abb. 2.2-2).

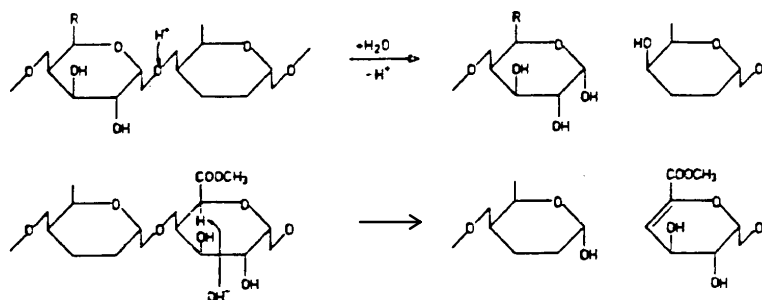
**Tab. 2.2-1** Anteil der in Rübenmark gefundenen Komponenten an der Trockenmasse in nativen Schnitzeln und in Rübenmark (Angaben in %, bezogen auf Trockensubstanz)

Native Rübenschnitzel <sup>1)</sup>		Rübenmark <sup>2)</sup>	
Zucker	70.2	Zucker	1 - 2
Cellulose	4	Cellulose	21 - 27
Lignin	0.64	Lignin	2 - 7
Hemicellulose	5.4	Hemicellulose - Araban - Galactan	20 - 22 6 - 7
Pektin	4.9	Pektin	17 - 25
Protein	3.3	Protein	5 - 9
Asche	1.8	Asche	3 - 7

1) die gesamte Trockenmasse der nativen Rübenschnitzel beträgt etwa 23.5 g/100 g Rübe (Ullmann 1994, A25, S. 355)

2) der Anteil des Rübenmarks beträgt etwa 4.5 g/100 g Rübe (Buchholz et al. 1986).

Die Geschwindigkeit der sauren Hydrolyse (z.B. pH = 2) einer glykosidischen Bindung hängt weniger von der Natur des Aglycons (AG) ab, als vielmehr davon, wie das C5-Atom im glykosidischen Rest substituiert ist. Durch induktive Effekte steigt die Hydrolyserate mit  $R = -COOC_2H_5 < -COOH < -CH_2OH < -COO^-$  an (Sword und Staehlin 1989). Nach dieser Selektivitätsreihe ist die glykosidische Bindung einer veresterten Galakturonsäure sehr stabil. Im Fall der nicht veresterten Galakturonsäure spielt der Dissoziationsgrad eine Rolle. Ist das saure Proton der Carboxylgruppen am C5-Atom durch ein Metallion ausgetauscht ( $R = -COO^-$ ), verläuft die Hydrolyse der GalA-AG-Bindung sehr rasch. Im neutralen Medium liegt auch die protonierte Form dissoziiert vor. Im undissoziierten Zustand ( $R = COOH$ ) (saures Medium) ist nach der obigen Selektivitätsreihe die GalA-AG-Bindung relativ fest, so daß die noch mit Kationen ausgetauschte Fraktion bevorzugt hydrolysiert wird (Steinert et al. 1990b).



**Abb. 2.2-2** Saure Hydrolyse und alkalisch katalysierte Eliminierung (unten) der Primärwandmatrix (nach Steinert et al. 1990b)

Bei der Zuckerextraktion wird ein geringer Teil des Pektins und der Hemicellulose aus den Schnitzeln extrahiert, wobei das Pektin während der Saftreinigung vollständig

abgebaut wird und die Hemicellulose dagegen eine große Hitze- und Alkalistabilität während der Zuckerproduktion aufweist (Vogel und Schiweck 1988).

Unter alkalischen Bedingungen sind insgesamt drei Reaktionen am Pektin möglich (Abb. 2.2-3) (Bliesener et al. 1991; Footurcheh 1991):

1. Die Abspaltung der Methoxylgruppen unter Freisetzung von Methanol.
2. Die Abspaltung von Acetylgruppen unter Freisetzung von Essigsäure.
3. Die Kettenspaltung des Pektins über den  $\beta$ -Alkoxy-Eliminierungs-Mechanismus.

Die zuerst genannte Verseifungsreaktion (Demethoxylierung) ergibt weitere Vernetzungsstellen für die Wechselwirkung mit Metallionen. Nach der alkalischen Extraktion könnte sogar eine vollständige Verseifung des Rübenpektins, also eine maximale Kationen-Austauschkapazität von 9.0 meq/100 g Rübe (Angenommen: Kationen-Austauschkapazität ohne Demethoxylierung ist 4.5 meq/100 g Rübe; Veresterungsgrad des Pektins ist 50 %) erreicht werden (Footurcheh 1991). Diese Reaktion ist zuckertechnologisch erwünscht.

Die bei der zweiten Verseifungsreaktionen (Deacetylierung) entstehende Acetat-Ionen werden bei der Saftreinigung nicht eliminiert und finden sich im Dünnsaft als unerwünschte Komponenten wieder.

Die dritte mögliche Reaktion, nämlich die durch  $\text{OH}^-$ -Ionen katalysierte Spaltung der Matrix-Polymeren (s. a. Abb. 2.2-2) ist unerwünscht. Schon im neutralen Medium ist die entsprechende Eliminierungsreaktion dominierend und führt bei Temperaturen über 40 °C innerhalb weniger Minuten zu einer merklichen Kettenspaltung (Albersheim et al. 1960). Die Kettenspaltung des Pektins führt zur Verminderung der Elastizität bzw. mechanischen Stabilität (seifige Schnitzel, Verstopfen der Strömungskanäle), darüberhinaus zu Auflösung von Teilen des Pektins. Kettenbruchstücke beeinflussen die Saftreinheiten nachteilig und führen vor allem zu erheblichen Schwierigkeiten bei der Filtration (Bliesener et al. 1991).

Interessant ist, daß die Geschwindigkeiten der beiden Verseifungsreaktionen (Demethoxylierung und Deacetylierung) unterschiedlich sind. Die erwünschte Verseifung der Methoxylester kann bei niedriger Temperatur und nicht zu großer Alkalität gegenüber der Entacetylierung favorisiert werden. Eine 10 - 15 minütige Behandlung der Rübenschnitzel mit 1.0 g  $\text{CaO}$ /100 g Rübe bei 20 °C vor der Extraktion gilt als optimale Bedingung für die Demethoxylierung (Randall 1982).

Die Extraktion der alkalisch vorbehandelten frischen Rübenschnitzel führt zu harten Schnitzeln, die zu höheren Trockensubstanzwerten abgepreßt werden können (Bliesener et al. 1991; Footurcheh 1991; Randall 1982; Goodban und McCready 1965).

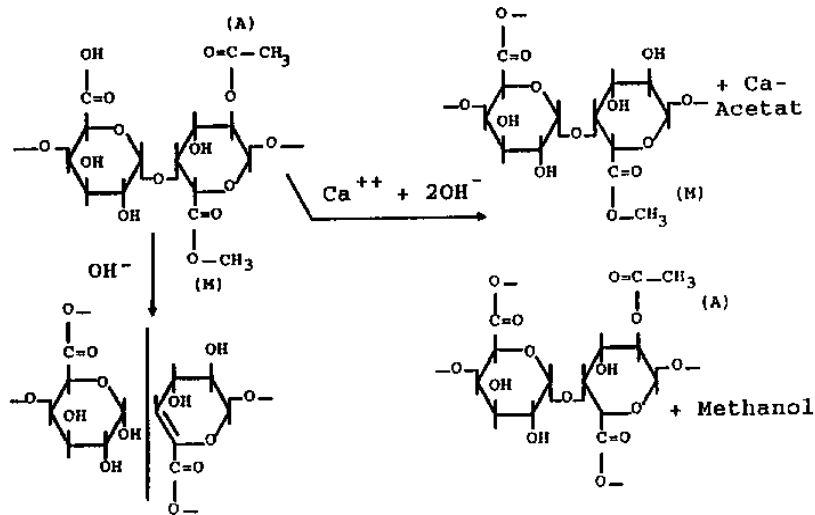


Abb. 2.2-3 Alkalische Reaktion des Rübenpektins (nach Bliesener et al. 1991)

Da die saure Hydrolyse mit steigendem pH-Wert abnimmt, die alkalische aber anwächst, muß bei einem bestimmten pH-Wert ein Minimum der Hydrolyserate auftreten: Die Hydrolysegeschwindigkeit von erhitzten extrahierten Preßschnitzeln ist bei einem pH-Wert um 4,5 am geringsten (Braunsteiner et al. 1983) (Abb. 2.2-4), und die bei dem optimalen pH-Wert extrahierten Schnitzel sollten am härtesten sein (s. Abb. 2.2-8). Deswegen kann eine maximale Ersparnis an Trocknungsenergie bei diesem optimalen pH-Wert beobachtet werden (Buttersack et al. 1992) (Abb. 2.2-5).

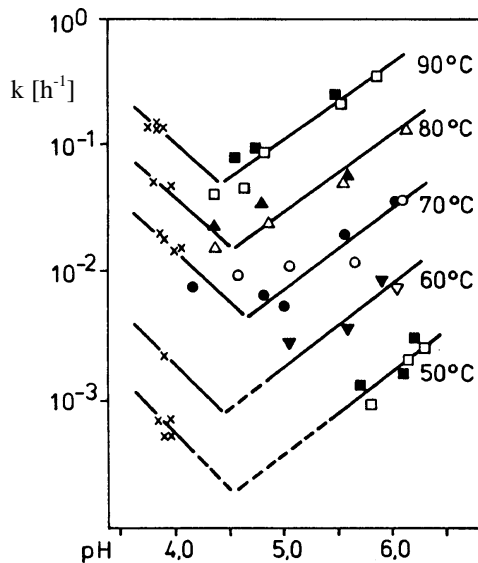
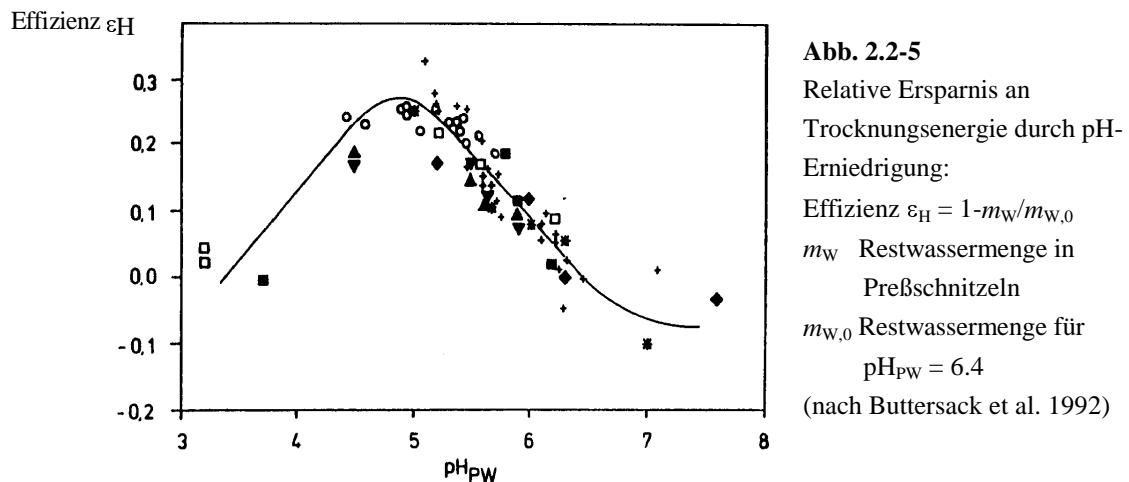


Abb. 2.2-4

Protopektinabbau als Funktion von pH-Wert und Temperatur (nach Braunsteiner et al. 1983)

k (h<sup>-1</sup>): Geschwindigkeitskonstante der Bildung löslicher Pektinstoffe



Nach Tab. 2.2-2 (Steinert et al. 1990b) werden aus der Zellwand-Matrix bei der Zuckereextraktion vorwiegend solche Polymersegmente herausgelöst, die einen hohen Anteil an neutralen Monomer-Einheiten haben. Dieser Effekt gilt insbesondere für den Anteil an Galaktose-Einheiten. Nach einer thermischen Behandlung bei  $pH = 7$  entstehen hochmolekulare Bruchstücke vorwiegend aus neutralen Saccharidbausteinen („inter-junction“-Zonen, s. „Pektin-Netzwerke“ in Abschn. 2.1-4) und kleinere Fragmente, die bevorzugt aus sauren GalA-Einheiten aufgebaut sind (Rombouts und Thibault 1986).

**Tab. 2.2-2** Zusammensetzung der Polysaccharide aus der Zellwand-Matrix von extrahierten Zuckerrübenschnitzeln (ESn) und ausgetragenen Rohsaft (RoS) in Gew. % (nach Guillon und Thibault 1986; Vogel und Schiweck 1988)

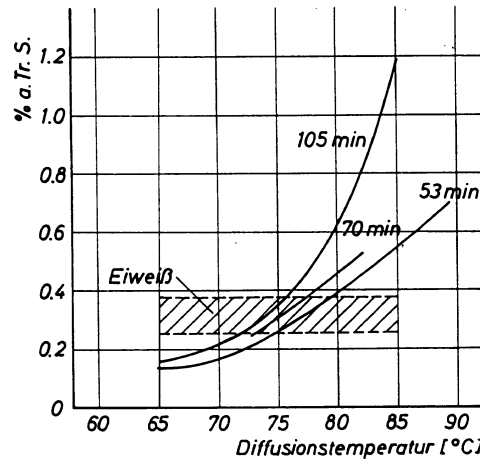
	ESn	RoS
Galakturonsäure*	33.6	25.7
Rhamnose	1.8	2.7
Arabinose	31.6	34.2
Galaktose	7.5	28.8
Mannose	1.8	1.0
Xylose	3.0	0.7
Glucose	20.7	6.8

\*: Veresterungsgrad: 55 - 77; Acetylierungsgrad: 20 - 50

Der Extrakt aus Zuckerrüben oder extrahierten Schnitzeln enthält etwa 50 % der Polysaccharid-Bausteine, die üblicherweise in der Primärwand zu finden sind (Le Quere et al. 1981; Dea und Madden 1986; Rombouts und Thibault 1986; Thibault 1988; Guillon und Thibault 1988; Guillon 1989a, b). Aus der Menge der im Rohsaft ausgetragenen Saccharid-Monomere kann geschlossen werden, daß der ursprüngliche Gehalt an Polysacchariden der Matrix im Verlauf der technischen Zuckereextraktion um weniger als 1 % vermindert wird (Steinert et al. 1990b).

Die Auflösung von Gerüstsubstanzen hängt von den technischen Bedingungen der Saftgewinnung (Temperatur, Verweilzeit, pH und Härte des Extraktionswassers) ab. Abb. 2.2-6 (Schneider und Mitarbeiter 1968) stellt den Pektingehalt des Rohsaftes in

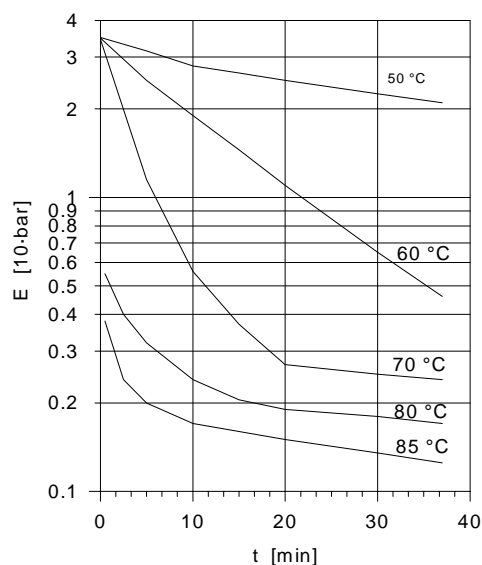
Abhängigkeit von Diffusionszeit und -temperatur dar. Bei gleicher Verweilzeit nimmt die Auflösung des Rübenpektins in den Rohsaft mit zunehmender Diffusionstemperatur zu, während für gleiche Diffusionstemperatur die Auflösung des Rübenpektins bei längerer Diffusionszeit stärker ist.



**Abb. 2.2-6** Pekttingehalt des Rohsaftes in Abhängigkeit von Diffusionszeit und -temperatur (nach Schneider et al. 1968, S. 178)

#### Veränderung der physikalischen Eigenschaften

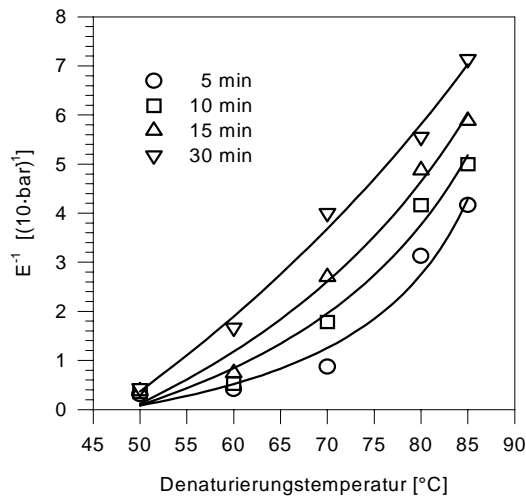
Durch thermische Belastung können die mechanischen Eigenschaften des Gewebes stark beeinflusst werden. Beispielsweise folgt die Veränderung des E-Moduls des Rübengewebes unter Wärmeeinwirkung (Abb. 2.2-7a) dem Grad der Zellenöffnung (Abb. 2.2-1). Ein Vergleich zwischen Abb. 2.2-1 und Abb. 2.2-7a zeigt, daß der Prozentsatz der denaturierten Zellen wenigstens im Temperaturbereich bis 75 °C parallel zur Änderung der Elastizität ist.



**Abb. 2.2-7a**  
Änderung des Elastizitätsmoduls ( $E$ ) von Zuckerrüben während der thermischen Behandlung im eigenen Saft (nach Vukov 1959)

Außerdem nimmt die Hydrolyse des Pektins in den Schnitzeln bei der thermischen Behandlung mit der Temperatur zu (Abb. 2.2-6); ebenfalls nimmt die reziproke Elastizität der extrahierten Schnitzel mit der Extraktionstemperatur zu (Abb. 2.2-7b).

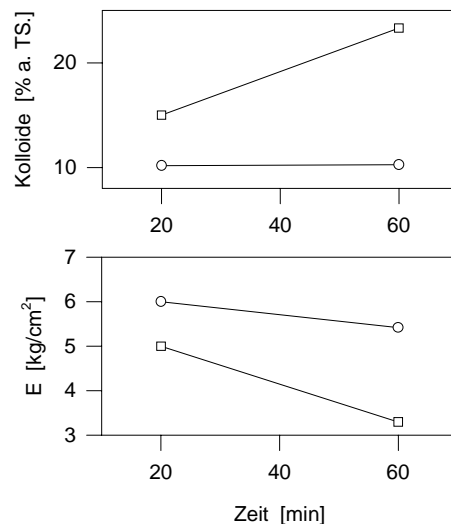
Deswegen könnte die Hydrolyse des Pektins der Zellwand mit der Abnahme des E-Moduls der Schnitzel korreliert werden.



**Abb. 2.2-7b**

Änderung des reziproken Elastizitätsmoduls ( $E^{-1}$ ) im eigenen Saft der Rüben zu verschiedener Zeit als Funktion der Temperatur (Daten sind identisch wie in Abb. 2.2-7a; nach Vukov 1959)

Abb. 2.2-8 stellt den Zusammenhang zwischen der Auflösung der Matrix-Polymere und der Abnahme des E-Moduls des Materials noch einmal dar (Vukov 1977).



**Abb. 2.2-8**

Elastizität und Menge der in den Saft übergegangenen Kolloidstoffe (% auf Trockensubstanz) als Funktion der Verweilzeit bei der Extraktion (nach Vukov 1959)

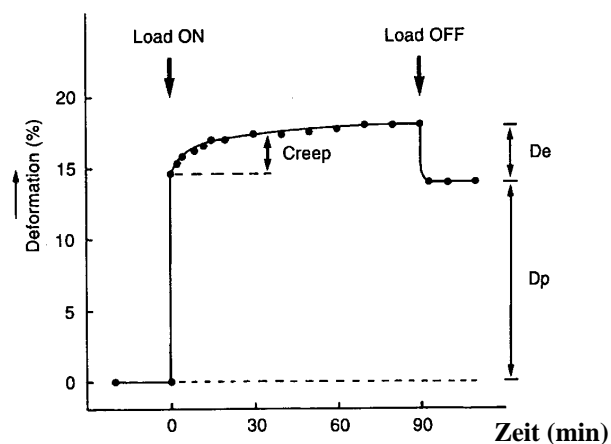
Die Hydrolyse des Pektins bei thermischer Behandlung (ca. 75 °C) begünstigt die Lösung von Arabin- und Galactan aus dem Zellverband. Diese Reaktionen vermindern die Stabilität der Zellwand und unerwünschte Stoffe treten in den Saft über (Buchholz et al. 1986). Die Abspaltung der Matrixpolymere sollte die Struktur der Zellwand, z.B. die ionotrope Vernetzung der Matrixpolymere und dadurch die Orientierung der eingebetteten Cellulosefibrillen verändern (Steinert et al. 1990b). Elektronenmikroskopische Analysen der Zellwanddicke von labormäßig in Saccharoselösung oder Rohsaft denaturierten Rübenteilchen zeigen, daß die mittlere Dicke der Zellwand (aufgrund des fehlenden osmotischen Drucks) sich erhöht, während das makroskopisch spezifische Schnitzelvolumen sich um etwa 10 % vermindert (Junghans und Buttersack 1998; Buttersack et al. 1993; Gieringer et al. 1995). In kalt bzw. heiß denaturierten Zellwänden von Zuckerrüben wurden

Unterschiede in der Struktur der Sekundärwandmatrix gefunden (van der Poel et al. 1958).

Nach der Denaturierung hat das Gewebe seine Festigkeit verloren (Feng et al. 1989) und die Zellflüssigkeit kann ausgepreßt werden (Buttersack 1994b), da der über die Membranen auf die Zellwand ausgeübte osmotische Druck fehlt. Die hydraulische Permeabilität ist mit  $0.5 \text{ bis } 5 \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}\text{MPa}^{-1}$  (Buttersack und Basler 1991) im Vergleich zum nativen Zustand ( $2\cdot 10^{-9} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}\text{MPa}^{-1}$  (Myers 1951) bzw.  $2.1\cdot 10^{-7} \text{ m}\cdot\text{s}^{-1}\text{MPa}^{-1}$  (Tomos 1988, S. 227)) um Zehnerpotenzen größer.

Ein wesentliches Merkmal der üblichen thermischen Denaturierung ist jedoch, daß die Zellwand ihre physikalische Integrität trotz der temperaturbedingten chemischen Veränderung erhält und sie über die spätere Schnitzelabpressung hinaus als Barriere für den Stofftransport erhalten bleibt. Deswegen spielt die Zellwand die zentrale Rolle bei der mechanischen Entwässerung extrahierter Zuckerrübenschnitzel (Steinert et al. 1990b).

Eine auf die denaturierte Zellwand angelegte konstante mechanische Belastung (Zugspannung) ergibt sowohl viskoelastische (reversible bei Lastabfall) als auch plastische (irreversible bei Lastabfall) Deformationen (Brett und Waldron 1990, S. 91f). Die denaturierte Zellwand besitzt deswegen die Eigenschaften eines elastischen, viskosen und plastischen Materials (Abb. 2.2-9).

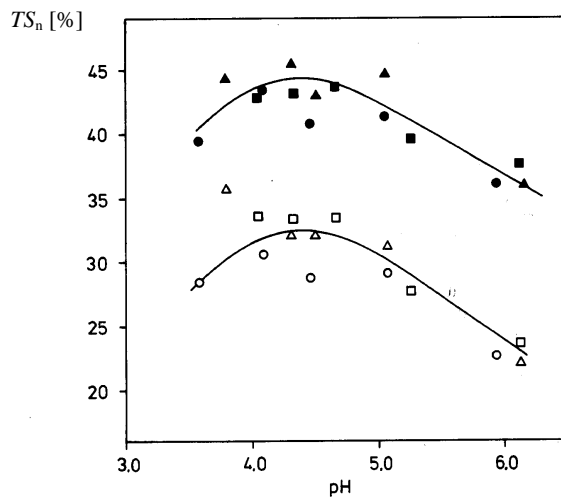


**Abb.2.2-9** Elastische, viskose und plastische Verformung einer denaturierten Zelle unter konstanter Zugspannung (nach Brett und Waldron 1990, S. 93)

Neben der Temperatur und der Verweilzeit beeinflusst auch der pH-Wert der Extraktionsflüssigkeit bei thermischer Behandlung die Eigenschaften der Zellwand (s. Abb. 2.2-4 und 2.2-5), die letzteren werden sich in der Abpressung widerspiegeln. Beispielsweise kann der Einfluß des pH-Wertes bei der thermischen Behandlung auf die statische Hochdruckabpressung (100 bar) demonstriert werden (Buttersack 1994b): man umströmte die Schnitzel in einem Schlaufenreaktor mit einer laufend nachtitrierten Pufferlösung (pH-Wert = konstant), wobei auch die Temperatur konstant gehalten wurde. Die Abpressung der extrahierten Schnitzel (Saccharosegehalt von 6 %) erreicht das erwartete Maximum des



Trockensubstanzgehaltes dort, wo der pH-Wert (etwa 4.5) die größte chemische Stabilität des Rübenpektins gewährt (Abb. 2.2-10).



**Abb. 2.2-10** Abpressung von thermisch bei verschiedenen pH-Werten behandelten frischen Zuckerrübenschnitzeln (nach Buttersack 1994b)

Thermische Behandlung: Schnitzelmasse: 2.5 kg, Behandlungslösung: 0.01 M CaCl<sub>2</sub> (3.5 l), pH-Einstellung: H<sub>2</sub>SO<sub>4</sub> (○, □) oder Milchsäure (Δ), Temperaturführung: von 0 - 30 min: 65 - 72 °C, von 30 - 105 min: 65 ± 1 °C)

Abpressung:  $p = 100$  bar,  $t = 20$  min,  $m_s = 63$  mg/cm<sup>2</sup> (○, □, Δ), oder 25 mg/cm<sup>2</sup> (●, ■, ▲), Trockensubstanzgehalt  $TS_n$  ohne den Restzuckeranteil von 6 %

### 2.2.2 Modifizierung durch Ionenaustausch

Die Modifizierung durch Ionenaustausch bezieht sich hier nur auf die thermisch behandelten Schnitzeln. Es ist seit langem bekannt (Märker 1884), daß der Einsatz von Salzen mehrwertigen Kationen, insbesondere von Calciumsalzen, die mechanische Entwässerung der extrahierten Zuckerrübenschnitzel verbessert. Die Veröffentlichungen (Deuel et al. 1953; Schiweck 1971; Shore et al. 1984; Tarrach 1985; Footurcheh 1991) zeigen folgendes: Der Wirkungsmechanismus des Preßhilfsmittels beruht auf einem Kationenaustausch an den freien Carboxylgruppen der Schnitzel.

Die Affinität verschiedener Kationen bei der Adsorption an Rübenschnitzeln verläuft nach folgender Reihe (Shore et al. 1984; Footurcheh 1991; Gieringer et al. 1995):



Laboruntersuchungen ergaben eine Kationen-Austauschkapazität der Rübenschnitzel von etwa 1.0 meq/g Rübenmark (Tarrach 1985; Gieringer et al. 1995).

Tab. 2.2-3 stellt die ionischen Zusammensetzungen des extrahierten Zuckerrübengewebes nach dem Ionenaustausch dar (Gieringer et al. 1995).

**Tab. 2.2-3** Ionische Zusammensetzung der extrahierten Zuckerrüben<sup>1)</sup> vor (Tarrach 1985) und nach (Gieringer et al. 1995) dem Ionenaustausch

	Konzentration der Ionen <b>vor</b> dem Ionenaustausch (meq/g Rübenmark)					
	Na <sup>+</sup>	K <sup>+</sup>	Mg <sup>2+</sup>	Ca <sup>2+</sup>	H <sup>+</sup>	La <sup>3+</sup>
	0.021	0.048	0.208	0.528	- <sup>2)</sup>	0
Gegenionen	Konzentration der Ionen <b>nach</b> dem Ionenaustausch (meq/g Rübenmark)					
	Na <sup>+</sup>	K <sup>+</sup>	Mg <sup>2+</sup>	Ca <sup>2+</sup>	H <sup>+</sup>	La <sup>3+</sup>
H <sup>+</sup>	0.005	0.006	0.010	0.20	0.569	0
K <sup>+</sup>	0.007	0.397	0.017	0.321	0.053	0
Ca <sup>2+</sup>	0.001	0.001	0.003	0.790	0.000	0
La <sup>3+</sup>	0.004	0.005	0.003	0.182	0.000	0.601

1) zylindrische (Durchmesser 6 mm, Höhe 20 mm) Proben aus Rüben, die nach der Ernte im Oktober 1992 bei 4 °C für drei Monate gelagert waren, wurden zuerst mit 0.5 M Saccharoselösung durch Wärmeeinwirkung (75°C, 1h) denaturiert und dann mit einer der folgenden Lösungen bei 4°C behandelt: Essigsäure (0.2N), KCl (0.3 N), CaCl<sub>2</sub> (0.2 N) bzw. LaCl<sub>3</sub> (0.15 N). Schließlich wurden die Zusammensetzungen der Metallionen der Proben durch Atomabsorptionsspektroskopie (AAS) ermittelt. Wegen der großen Affinität von Ca<sup>2+</sup> zur Carboxylgruppen erwartet man nur bei der Ca<sup>2+</sup>-Behandlung den vollständigen Austausch der Ca<sup>2+</sup>-Ionen gegen die andere Kationen. Die Ca<sup>2+</sup>-Konzentration in der Probe wird deswegen als die Kapazität des Ionenaustausches definiert (0.80 meq/g Rübenmark). Die H<sup>+</sup>-Konzentration in der Probe kann damit durch die Konzentrationen der Metallionen (Na<sup>+</sup>, K<sup>+</sup>, Mg<sup>2+</sup> und La<sup>3+</sup>) bestimmt werde.

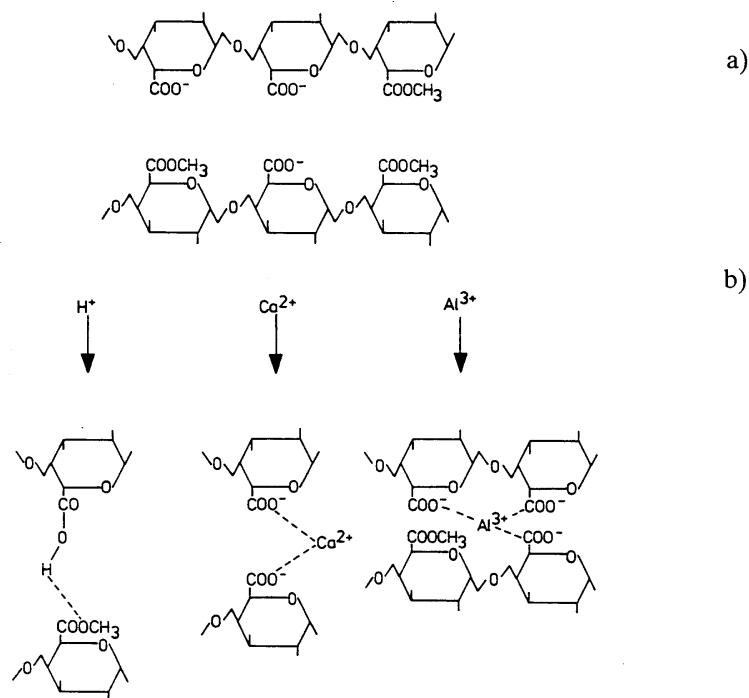
2) Die nicht veresterten Carboxylgruppen liegen z.T. auch in der H-Form vor; ihr Anteil läßt sich aus der Ionenaustauschkapazität berechnen.

Die freien Carboxylgruppen befinden sich hauptsächlich im Pektin (in der Mittellamelle und der Primärwand des Rüben Gewebes), aber auch im Xylan (in der Sekundärwand) (s. Matrix(1) und Matrix(2) in Kap. 2.1.3). Die Aminosäuren (Glutaminsäure und Asparaginsäure) in Proteinmolekülen sowie die Glukuronsäuregruppen in Glukuronoxylan (in der Sekundärwand der dikotylen Pflanze) können im Prinzip auch an den Ionenaustauschvorgang teilnehmen. Aber die vielen Erfahrungen in der Praxis lassen sich allein durch zwei Eigenschaften des Rübenpekts, nämlich die ionischen Wechselwirkungen und die Spaltung chemischer Bindungen des Rübenpekts ausreichend erklären. Deswegen konzentrierten sich die Deutungsversuche häufig allein auf das Rübenpektin.

Die Carboxylgruppen des Pektingrundgerüsts sind im nativen Zustand zu etwa 55 % verestert, die elektronische Ladung der restlichen Carboxylgruppen wird durch die einwertigen Na- und K- und zweiwertigen Mg- und Ca-Ionen (vgl. Tab. 2.2-3) ausgeglichen. Die negativ geladenen Carboxylgruppen begründen durch ihre Abstoßung die Tendenz der Polymer-Netzwerke (Ionenaustauscher) zur Quellung.

Durch Einwirkung von Säuren und mit sinkendem pH-Wert wird ein Teil dieser Ionen, bevorzugt die einwertigen, gegen Protonen ausgetauscht. Der Austauschgrad wird im Gleichgewicht bezüglich der Protonen durch den pK-Wert der Carboxylgruppen einerseits und durch das Donnan-Potential sowie die Selektivität bezüglich der Metallionen andererseits bestimmt (Helfferich et al. 1977). Protonierte

Carboxylgruppen können zu benachbarten Galacturonsäuremolekülen Wasserstoffbrücken bilden, damit zur Quervernetzung der Polymerketten beitragen und eine gewisse Entquellung des Pektingerüsts bewirken. Eine stärkere Quervernetzung und Entquellung wird durch zweiwertigen Gegenionen, wie Calcium- und Magnesiumionen verursacht. Mit zunehmender Ladung der Gegenionen ( $\text{La}^{3+}$ ,  $\text{Al}^{3+}$ ) werden die elektrostatischen Wechselwirkungen zwischen Ionen und den Carboxylgruppen der Polymere weiter verstärkt (Abb. 2.2-11). ( $\text{La}^{3+}$ -Ionen werden im Gegensatz zu  $\text{Al}^{3+}$  nicht hydratisiert und können als theoretisch ideale Repräsentanten der dreiwertigen Ionen eingesetzt werden.)



**Abb. 2.2-11** a) Grundgerüst des Pektins in der Rübenzellwand  
b) Möglichkeiten gezielter Beeinflussung  
Einfluß von Gegenionen:  
– Verminderte Quellung durch  $\text{H}^+$ ,  $\text{Ca}^{2+}$ ,  $\text{Al}^{3+}$   
– Beeinflussung der Elastizität der Zellwand  
– Verminderte Löslichkeit des Pektins

(nach Buchholz et al. 1986)

Elektronenmikroskopische Analysen über die Quellung der denaturierten Rübenzellwand zeigen, daß die Zellwanddicke von Ionenaustausch, ionische Stärke (elektrostatische Stärke der Ionen) und pH-Wert des Milieus beeinflusst werden kann (Gieringer et al. 1995). Auf den Austausch der Gegenionen im denaturierten Zuckerrübengewebe im Wasser folgt die Zunahme der Umfänge der sphärisch idealisierten Zellen (Streckung entlang der Zellwand) nach der Reihenfolge von

$$\text{H}^+ < \text{K}^+ \approx \text{Ca}^{2+} < \text{La}^{3+},$$

während für die Zunahme der gesamten (= primären plus sekundären) Zellwanddicke (Quellung quer durch die Zellwand) die Reihe

$$\text{H}^+ > \text{La}^{3+} > \text{K}^+ \approx \text{Ca}^{2+}$$

gilt.

Die Quellung der Zellwand ist also anisotrop und ihrer supramolekularen Organisation entsprechend. Allein mit elektrostatischer Wechselwirkung zwischen Ionen und Matrix-Polysacchariden kann das Verhalten der Zellwand bei der Quellung nicht erklärt werden. Deswegen wurden folgende Hypothesen zur Erklärung dieser Phänomene vorgestellt (Gieringer et al. 1995):

1. Neutrale Matrix-Polymere in der Zellwand besitzen eine Hauptorientierung, die entweder senkrecht zur Zellwand oder parallel zur Zellwand idealisiert werden kann.
2. Hydrophobe Wechselwirkungen zwischen den neutralen Polymerketten ergeben eine Aggregation dieser neutralen Polymerketten. Mehrere in Aggregation stehende Matrix-Polymere wirken wie ein großes Polymer, das sowohl länger als auch fester als die einzelnen allein stehenden Polymersegmente ist.
3. Infolgedessen wird die Zellwand durch die Aggregation der neutralen Matrix-Polymere entweder dicker (z.B. beim Eintausch von  $H^+$ -Ionen), wenn die Hauptorientierung der Matrix-Polymere quer durch die Zellwand verläuft, oder dünner (z.B. beim Eintausch von  $Ca^{2+}$ -Ionen), wenn die Hauptorientierung entlang der Zellwand ausgerichtet ist.

Die kleinste Zellwanddicke wird nach dem Eintausch von  $Ca^{2+}$ -Ionen erreicht. Dabei werden die elektrostatischen Wechselwirkungen („crosslinking“) durch die Aggregationen von den sich entlang der Zellwand orientierenden neutralen Matrix-Polymeren verstärkt.

Die dickste Zellwand erscheint nach dem Eintausch von  $H^+$ -Ionen bei pH = 3. Dabei spielt die Aggregation der quer durch die Zellwand verlaufenden neutralen Matrix-Polymere eine Hauptrolle gegenüber den elektrostatischen Wechselwirkungen. Außerdem wird diese Aggregation von niedrigem pH-Wert begünstigt, weil die Matrix-Polymere bei niedrigem pH-Wert weniger dissoziiert sein dürften.

Nach der Behandlung der denaturierten Zuckerrübenproben mit  $La^{3+}$ -Ionen wird eine Verringerung der Zellwanddicke im Vergleich zu der mit  $Ca^{2+}$ -Ionen behandelten Zellwand erwartet. Aber das Gegenteil ist der Fall. Eine lokale Vergrößerung der Mittellamelle bzw. eine Trennung der zwei benachbarten Primärwände kann beobachtet werden. Deswegen sollte der Eintausch von  $La^{3+}$ -Ionen ins Rüben Gewebe als eine sehr starke Modifizierung der Struktur der Zellwand-Polymere interpretiert werden. Die starke lokale elektrostatische Anziehung könnte zu einer starken Auflockerung der neutralen Polymeren führen, so daß die Zellwand infolgedessen dicker wird.

In Rahmen der vorliegenden Arbeit wurden Versuchsbedingungen bei der Beladung der extrahierten Schnitzel so ausgewählt, daß ein möglichst vollständiger Ionenaustausch unter möglichst milden Bedingungen (pH-Wert und Temperatur)

erreicht werden kann. Dies bedeutet, daß eine starke Hydrolyse des Rübenpektins, also eine erhebliche Verkleinerung der Kationen-Austauschkapazität, dabei vermieden werden sollte. Im Prinzip sind nicht nur die chemischen Faktoren (z.B. die Affinität der Kationen zu Carboxylgruppen, die pH-abhängige Hydrolyse bzw. die thermische Stabilität der Zellwand), sondern auch die physikalischen Faktoren (Temperatur, Konzentration der Gegenionen sowie die Flüssigkeitsströmung) für die Diffusion der Kationen in die extrahierten Schnitzel wichtig. Die im hiesigen Institut durchgeführten Untersuchungen (Tarrach 1985) zeigten folgendes :

1. Nachdem 14 g extrahierter Schnitzel ( = 1 g Rübenmark) mit 1000 cm<sup>3</sup> CaCl<sub>2</sub>-Lösung (1 N, pH = 7.0) in einer Ionenaustauschersäule 4stündig bei 20 °C kontinuierlich beladen worden waren, wurde eine Ca<sup>2+</sup>-Konzentration in den extrahierten Schnitzeln (bzw. Kationen-Austauschkapazität der extrahierten Schnitzel) von etwa 1 meq/g Mark gefunden.
2. Bei 20 °C fand in pH-Bereich zwischen 2 und 9.5 ein Pektinabbau in Rübenmark nur geringfügig statt.
3. Bei Beladung der extrahierten Schnitzel mit einer CaCl<sub>2</sub>-Lösung von 0.1 N konnte keine signifikante Veränderung des Beladungszustandes im Bereich der Strömungsgeschwindigkeit von 4 bis 33.3 ml/min oder der Kontaktzeit von 0.5 bis 4 h (Elutionsvolumen pro 1 g Rübenmark wurde auf 1000 cm<sup>3</sup> festgelegt) festgestellt werden (bei 20 °C). Durch Beladung von 1 g Rübenmark mit wenig konzentrierter CaCl<sub>2</sub>-Lösung (0.01 N, 1000 cm<sup>3</sup>) wurde die maximale Aufnahme von Ca<sup>2+</sup> in den Schnitzeln auch erreicht.
4. Für die extrahierten Schnitzel waren außerdem keine Veränderungen in der Calciumaufnahme im Temperaturbereich von 20 bis 60 °C festzustellen.

Aufgrund der obigen Ergebnisse könnte man sich vorstellen, daß ein labormäßig vollständiger Ionenaustausch bei Säulenverfahren unter folgenden Beladungsbedingungen erreicht werden könnte: die Einsatzmenge der Ionen  $\geq 10.0$  meq/g Mark, die auf das Rübenmark bezogene Volumenströmung  $\leq 4$  ml/(g Mark·min), während der pH-Wert der Beladungslösung im neutralen Bereich liegt. Beim Eintausch der dreiwertigen Ionen (z.B. La<sup>3+</sup>) mittels Batch-Verfahrens sollte die anzuwendende Menge der Ionen  $\geq 1.0$  meq/g Mark betragen. Gemäß dieser zwei Kriterien ist ein vollständiger Ionenaustausch nach den in Tab. 2.2-4 dargestellten Behandlungen zu erwarten.

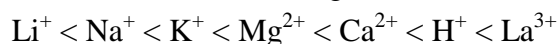
**Tab. 2.2-4** Beladung extrahierter Schnitzel (Menge = 2.5 kg, TS = 15 %; 4 °C)

Beladungslösung			Ionenaustausch			
Ionen und Konzentration [N]	pH-Wert [-]	Volumen [l]	Kontaktzeit [h]	auf TS bezogene Volumenströmung [ml/gTS·min]	Strömungsgeschwindigkeit [ml/min]	Einsatzmenge der Ionen [meq/g TS]
La <sup>3+</sup> 0.03N	5.5	2×6	24 <sup>1)</sup>	- <sup>1)</sup>	- <sup>1)</sup>	1.0
Ca <sup>2+</sup> 0.1 N	5.5	25	15 - 24	0.044	16.6	6.7
H <sup>+</sup> 0.2 N	2.8	25	15 - 24	0.044	16.6	13.3
K <sup>+</sup> 0.5 N	9.0	40	15 - 24	0.071	27.0	53.3

<sup>1)</sup>: Batch-Verfahren

Die Nachbehandlung der extrahierten Schnitzel mit Preßhilfsmitteln (Salze, Säuren) oder Saccharose beeinflusst die Abpressung (Buchholz et al. 1986; Bliesener et al. 1991; Buttersack 1994b). Der Eintauch von H<sup>+</sup>-Ionen in die Pektin-Matrix verursacht die Entquellung und Quervernetzung der Matrix-Polymeren. Damit wird zugleich die Elastizität des Zellgewebes beeinflusst und die Löslichkeit von Teilen des Pektins herabgesetzt (Buchholz et al. 1986).

Die Nachbehandlung der extrahierten Schnitzel mit verschiedenen Salzen hat gezeigt, daß bei der Abpressung mit rotierendem Kolben (Druck und Scherung) und radialer Preßwasserabführung die Geschwindigkeit der Entwässerung unter dem Einfluß des Ionenaustausches in der Reihenfolge



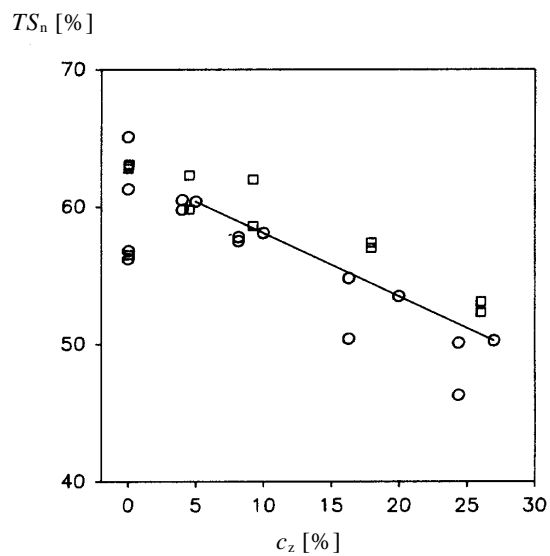
ansteigt und mit einem entsprechenden Anstieg der Reibungskräfte korreliert werden kann (Buttersack 1994b).

### 2.2.3 Natur der abzupressenden Flüssigkeit

Im Prinzip kann aus Zuckerrüben Zellsaft (Direktabpressung) oder -- nach der Extraktion -- nur noch wenig gelöste Stoffe enthaltendes Wasser entfernt werden. Von den gelösten Substanzen ist die Saccharose die wichtigste.

Läßt man Saccharose auf denaturierte Zuckerrübenproben einwirken, werden sowohl die Zunahme der Zellwanddicke (Vorbehandlung mit K<sup>+</sup>-, Ca<sup>2+</sup>- bzw. La<sup>3+</sup>-Ionen) als auch die Abnahme (Behandlung mit H<sup>+</sup>-Ionen) beobachtet (Gieringer et al. 1995). Vermutlich gibt es eine hydrophobe Wechselwirkung zwischen Saccharose und neutralen Polysacchariden (Oakenfull und Scott 1984). Dies bedeutet, daß mehrere Saccharosemoleküle eine Polymerkette durch hydrophobe Bindung umhüllen. Dadurch wird die Aggregation der neutralen Polymere schwächer und die Zellwanddicke in den mit K<sup>+</sup>-, Ca<sup>2+</sup>- bzw. La<sup>3+</sup>-Ionen behandelten Zuckerrübenproben nimmt zu, weil die neutralen Polymere sich entlang der Zellwand orientieren können. Nach der H<sup>+</sup>-Behandlung nimmt die Zellwanddicke durch der Einfluß der Saccharose ab, da die neutralen Polymere dann überwiegend quer durch die Zellwand verlaufen könnten (Gieringer et al. 1995).

Werden die extrahierten Schnitzel in konzentrierterer Saccharoselösung bei 4 °C behandelt, ergibt die Langzeitabpressung den niedrigeren Trockensubstanzgehalt ohne Saccharose (s.a. Kap. 5.1) (Abb. 2.2-12).



**Abb. 2.2-12**

Abpressung (100 bar, 17h;  
Einwaage entspricht  $m_s = 150$   
 $\text{mg}/\text{cm}^2$ ) extrahierter  
Schnitzel nach der  
Behandlung bei 4 °C mit  
Saccharoselösungen  
verschiedener  
Konzentrationen  $c_z$   
(nach Buttersack 1994b)

## 3 Modell

### 3.1 Zur Modellierung

Die Modellierung der mechanischen Entwässerung nimmt Rücksicht auf drei grundsätzliche Aspekte: die Massenbilanz der Flüssigkeit, das Kräftegleichgewicht zwischen dem äußeren Druck, dem Feststoffdruck (Spannung) und dem Flüssigkeitsdruck sowie die Flüssigkeitsströmung. Die wichtigsten Punkte beim Beschreiben des Prozesses unter konstantem äußerem Druck sind die folgenden: die Verformung des porösen Feststoffgerüsts unter monoton zunehmender Spannung (der Feststoffdruck nimmt während des Austritts der Flüssigkeit zu) kann als das Problem der Mechanik mit der Modellrheologie beschrieben werden, während das Verhalten der Flüssigkeit durch die Gesetze der Hydrodynamik repräsentiert wird. Wenn man die Verformung des porösen Feststoffs und die Flüssigkeitsströmung über die Kontinuitätsgleichung kombiniert, können die Einflüsse der Flüssigkeitsströmung auf die Deformation des Feststoffgerüsts berücksichtigt werden. Die Modellierung der mechanischen Entwässerung beinhaltet deswegen nicht nur die rheologische Retardationszeit, die auf der viskosen Eigenschaft des Feststoffs beruht, sondern auch die Retardationszeit, die von der Flüssigkeitsströmung verursacht wird und die Verzögerung der Verformung eines lediglich elastischen Feststoffs erklärt.

Im eindimensionalen Preßvorgang (entlang der  $z$ -Achse) strömen nicht nur die Flüssigkeit, sondern auch die Partikel des Feststoffs zum Auslauf. Die Porosität des Feststoffs  $e$  und damit zusammenhängend der Filtrationswiderstand  $\alpha$  bestimmen dann die Geschwindigkeit der Flüssigkeitsströmung relativ zur Bewegung des Feststoffs ( $u$ ). Deshalb definiert man eine *Materialkoordinate*  $\omega$  ( $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ ) durch das Integral des auf den Kolbenquerschnitt bezogenen Feststoffvolumens (Gross et al. 1993, S. 85f; Shirato et al. 1986b; Sherwood et al. 1991):

$$\omega(t, z) = \int_0^z \frac{d\zeta}{1 + e(t, \zeta)} = \int_0^z W(t, \zeta) \cdot d\zeta. \quad (3.1-1)$$

- $z$         Ortskoordinate,  $0 \leq z \leq h(t)$  (z.B. in mm)
- $\zeta$         Integrationsvariable,  $0 \leq \zeta \leq z$  (z.B. in mm)
- $e$         örtliches Leerraumverhältnis zur Zeit  $t$ , [-]
- $W$         örtliches relatives Trockensubstanzvolumen zur Zeit  $t$ , [-]
- $\omega$         Materialkoordinate,  $0 \leq \omega(t, z) \leq \omega_0$  (z.B. in  $\text{mm}^3/\text{mm}^2$ )  
           beim Auslauf, nämlich  $z = 0$ , gilt  $\omega(t) = 0$ ;  
           beim Stempel, nämlich  $z = h(t)$ , gilt  $\omega(t) = \omega_0$ .  
            $\omega_0$  ist das gesamte Feststoffvolumen pro Querschnittfläche.

Anschaulich stellt Abb. 3.1-1 die Materialkoordinate dar.



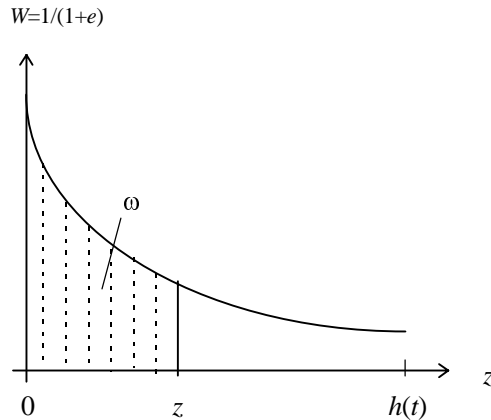


Abb. 3.1-1 Orts- und Materialkoordinate

Wesentlich für die Modellierung ist die Gültigkeit der Kontinuitätsgleichung, die auf die Ortskoordinate  $z$  bezogen

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial u_z}{\partial z} \quad (3.1-2)$$

$u_z$  auf die  $z$ -Achse bezogene absolute Strömungsgeschwindigkeit (z.B. in m/s)  
 $e$  lokale Leerraumverhältnis zur Zeit  $t$  bei der Stelle  $z$

und auf die Materialkoordinate  $\omega$  bezogen

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial u}{\partial \omega} \quad (3.1-3)$$

$u$  auf die  $\omega$ -Achse bezogene relative Strömungsgeschwindigkeit (z.B. in m/s)  
 $e$  lokale Leerraumverhältnis zur Zeit  $t$  bei der Stelle  $\omega$

lautet.

Wenn man die Kompression des Feststoffes allein durch einen konstanten  $E$ -Modul beschreibt und die (relative) Geschwindigkeit der Flüssigkeit ( $u$ ) durch einen konstanten Filtrationskoeffizienten  $\alpha$  des d'Arcyschen Gesetzes definiert (s. Gl. (3.2-3)), erhält man die partielle Differentialgleichung:

$$\frac{\partial e}{\partial t} = C_e \frac{\partial^2 e}{\partial \omega^2} \quad (3.1-4)$$

$C_e$  modifizierter Konsolidierungskoeffizient (z.B. in  $\text{mm}^2/\text{min}$ , s. Kap.3.2)

Diese parallel von Shirato 1967 und Smiles 1968 vorgestellte Basisgleichung ist analog zur Gleichung von Terzaghi (1923), die statt  $\omega$  die absolute Ortskoordinate  $z$  enthält.

Experimentelle Untersuchungen haben gezeigt, daß  $C_e$  in die meisten Fällen keine Konstante ist, sondern vom lokalen Feststoffdruck abhängt. In diesem Fall muß von der Gleichung

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \omega} \left( C_e \frac{\partial e}{\partial \omega} \right) \quad (3.1-5)$$

ausgegangen werden.

Shirato hat später sein Modell weiterentwickelt, indem er unter Beibehaltung eines konstanten  $C_e$ -Wertes die gesamte Deformation als eine additive Überlagerung einer elastischen Verformung  $\Delta e_E$  und einer viskoelastischen Verformung  $\Delta e_C$  behandelte. Es gilt

$$\Delta e = \Delta e_E + \Delta e_C \quad (3.1-6a)$$

bzw.

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_E + \left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_C. \quad (3.1-6b)$$

Für die Beschreibung des elastischen Terms wird weiterhin die vereinfachte Form (3.1-4) mit einem konstanten Konsolidierungskoeffizienten  $C_e$  benutzt (Terzaghi-Element), während die Viskoelastizität durch ein Voigt-Element modelliert wird. Das gesamte Modell enthält 4 Modellparameter.

Eine besondere Vorgehensweise erfordert möglicherweise die Modellierung der Abpressung biologischer, aus Zellen zusammengesetzter Materialien. Dann kann man grundsätzlich zwischen 3 Teilvolumina unterscheiden:

Leerraum zwischen den Zuckerrübenschnitzeln ( $V_1$ ),

Raum zwischen den Zellen (Interzellulär-Raum  $V_2$ ) und

Volumen der Zellen (Intrazelluläres Volumen  $V_3$ ).

Bezogen auf das gesamte Feststoffvolumen ergeben diese drei Volumina  $V_1$ ,  $V_2$  und  $V_3$  dann drei Leerraumverhältnisse, nämlich  $e_1$ ,  $e_2$  und  $e_3$ . Die gesamte Deformation des Materials ist wiederum als Superposition der Teildeformationen zu beschreiben:

$$\Delta e = \Delta e_1 + \Delta e_2 + \Delta e_3 \quad (3.1-7a)$$

$\Delta e$ ,  $\Delta e_1$ ,  $\Delta e_2$ ,  $\Delta e_3$  auf gesamtes Feststoffvolumen bezogene Volumenänderung des gesamten,

Zwischen-Teilchen-, interzellulären bzw. intrazellulären Leerraums

oder

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial e_1}{\partial t} + \frac{\partial e_2}{\partial t} + \frac{\partial e_3}{\partial t}. \quad (3.1-7b)$$

Kürzlich wurde ein Modell vorgestellt, das speziell die Deformationen der drei Leerräume berücksichtigt (Lanoisellé et al. 1996) (s.a. Kap. 3.3). Allerdings benötigt die vereinfachte kinetische Gleichung insgesamt 8 Modellparameter.

Mit dem Ziel, die Zahl der Modellparameter auf ein sinnvolles Maß zu beschränken, wurde das Zwei-Zonen-Modell eingeführt (Buttersack 1994a) (s. Kap. 3.4).

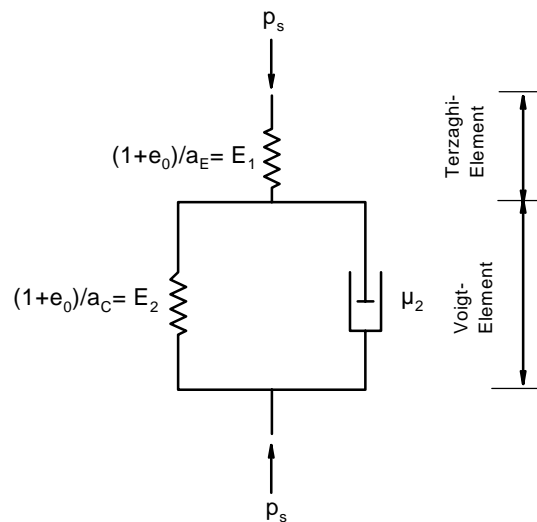
Das Modell nach Buttersack bietet mit nur 3 materialspezifischen Modellparametern eine mathematische Beschreibung der mechanischen Entwässerung. Das unter Druck stehende Material wird in eine komprimierte und eine nicht-komprimierte Zone unterteilt. In der nicht-komprimierten Zone wird die Wechselwirkung zwischen den Feststoffpartikeln vernachlässigt. Die Geschwindigkeit der mechanischen Entwässerung wird von der Flüssigkeitsströmung durch die elastische komprimierte Zone kontrolliert.

Im folgenden werden die 3 Modelle (nach Shirato et al., nach Lanoisellé et al. und nach Buttersack) zusammengefaßt und in Kap. 4 experimentell am Beispiel der mechanischen Entwässerung von Zuckerrübenschnitzeln überprüft und miteinander verglichen.

## 3.2 Modell nach Shirato et al.

### 3.2.1 Primäre und sekundäre Konsolidierung

Das Modell nach Shirato et al. (1971, 1986a, b) legt ein Terzaghi-Voigt-Element zugrunde (Abb. 3.2-1), wobei das Terzaghi-Element die primäre Konsolidierung (Index E) und das Voigt-Element die sekundäre Konsolidierung (Index C) beschreibt.



**Abb. 3.2-1** Terzaghi-Voigt-Element

Die eindimensionale Modellierung geht davon aus, daß das lokale Leerraumverhältnis  $e$  eine Funktion der Zeit und des Orts ( $z$  bzw.  $\omega$ ) ist. Die Superposition der Volumenänderung des Terzaghi- und Voigt-Elementes liefert die gesamte lokalen Volumenänderung in Zeitraum  $\Delta t$  bei der Stelle  $\omega$

$$\Delta e = \Delta e_E + \Delta e_C \quad (3.1-6a)$$

$\Delta e, \Delta e_E, \Delta e_C$  gesamte, von primärer bzw. sekundärer Konsolidierung erreichte auf reines Feststoffvolumen bezogene Volumenänderung des Leerraums

oder

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_E + \left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_C \quad (3.1-6b)$$

### 3.2.2 Basisgleichung

Mit der Materialkoordinate  $\omega$  ( $\text{m}^3/\text{m}^2$ ) ergibt sich die Massenbilanz für die Flüssigkeit in der infinitesimalen Schicht zwischen  $\omega$  und  $\omega + d\omega$  zur Zeit  $t$  aus der Kontinuitätsgleichung (s. Kap.3.1):

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial u}{\partial \omega} \quad (3.1-3)$$

$u$  auf die  $\omega$ -Achse bezogene relative Strömungsgeschwindigkeit (z.B. in m/s)

$e$  lokales Leerraumverhältnis zur Zeit  $t$  an der Stelle  $\omega$

Für die primäre Konsolidierung, nämlich das elastische Materialverhalten  $e = f(p_s)$ ,

$p_s = \varphi(t, \omega)$  gilt:

$$\left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_E = -a_E \left( \frac{\partial p_s}{\partial t} \right)_E \quad (3.2-1a)$$

$a_E$  konstanter Koeffizient der Kompressibilität für die primäre Konsolidierung (z.B. in  $\text{bar}^{-1}$ )

$$a_E = -(\partial e / \partial p_s)_E = (1 + e_0) / E_1 \quad (3.2-1b)$$

$p_s$  lokaler, auf den Feststoff wirkender Druck zur Zeit  $t$  (z.B. in bar)

Die sekundäre Konsolidierung beruht auf dem sowohl elastischen als auch viskosen (viskoelastischen) Verhalten  $e = f(t, p_s)$  des Feststoffs. Falls die sekundäre Konsolidierung sich durch das Voigt-Element (ein lineares viskoelastisches Verformungsverhalten) beschreiben läßt, gilt bei einer gegebenen stetigen Änderung der Spannung  $p_s(t)$  [ $p_s(0) = 0$ ] (Shirato et al. 1986a; s. a. Kap. 3.2.5):

$$\left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_C = -\frac{\partial}{\partial t} \int_{\tau=0}^{\tau=t} a_C \{1 - \exp[-\eta(t - \tau)]\} \cdot dp_s(\tau) \quad (3.2-2a)$$

$t$  Versuchsdauer (z.B. in min)

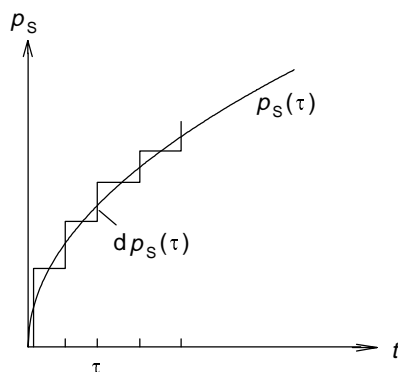
$\tau$  Dauer der Spannung  $dp_s(\tau)$  (z.B. in min) (s. Abb. 3.2-2; Gross et al. 1993. S. 320; Creus 1986, S. 2)

$a_C$  konstanter Koeffizient der Kompressibilität für die sekundäre Konsolidierung (z.B. in  $\text{bar}^{-1}$ )

$$a_C = -(\partial e / \partial p_s)_C = (1 + e_0) / E_2 \quad (3.2-2b)$$

$\eta$  reziproke Retardationszeit (z.B. in  $\text{min}^{-1}$ ) bzw. Verhältnis des Kompressionsmoduls ( $E_2$ ) der Feder zur Viskosität  $\mu_2$  des Dämpfers im Voigt-Element:

$$\eta \equiv E_2 / \mu_2 \quad (3.2-2c)$$



**Abb. 3.2-2**

Annäherung eines kontinuierlichen Spannungsverlaufs durch einen stufenförmigen Verlauf (nach Gross et al. 1993. S. 320)

Der Integrations-Term (das Faltungsintegral) in Gl. (3.2-2a) kann durch partielle Integration unter Berücksichtigung von  $p_s(\tau=0) = 0$  folgendermaßen umformt werden:

$$\int_{\tau=0}^{\tau=t} a_c \{1 - \exp[-\eta(t-\tau)]\} \cdot dp_s(\tau)$$

$$= a_c \{1 - \exp[-\eta \cdot (t-\tau)]\} \cdot p_s(\tau) \Big|_{\tau=0}^{\tau=t} - \int_{\tau=0}^{\tau=t} p_s(\tau) \cdot a_c \cdot \frac{\partial}{\partial \tau} \{1 - \exp[-\eta(t-\tau)]\} \cdot d\tau ,$$

nämlich

$$\int_{\tau=0}^{\tau=t} a_c \{1 - \exp[-\eta(t-\tau)]\} \cdot dp_s(\tau) = \int_{\tau=0}^{\tau=t} a_c \eta p_s(\tau) \cdot \exp[-\eta(t-\tau)] \cdot d\tau . \quad (3.2-2d)$$

Durch Einsetzen in Gl. (3.2-2a) folgt:

$$\left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_c = -a_c \eta \frac{\partial}{\partial t} \int_{\tau=0}^{\tau=t} p_s(\tau) \cdot \exp[-\eta(t-\tau)] \cdot d\tau . \quad (3.2-2e)$$

Die Geschwindigkeit der Flüssigkeit  $u$  ist nach dem d'Arcyschen Gesetz zu beschreiben:

$$u(t, \omega) = \frac{-1}{\mu_L \alpha \rho_s} \frac{\partial p_s}{\partial \omega} . \quad (3.2-3)$$

$\mu_L$  Viskosität der Flüssigkeit (z.B. in bar·min)

$\alpha$  konstanter Filtrationskoeffizient (z. B. in mm/g)

$\rho_s$  Dichte des Feststoffs (z.B. in g/cm<sup>3</sup>)

Der Reihenschaltung der beiden Teilkörper entsprechend folgt wegen des Gleichgewichtes der Kraft (s. Abb. 3.2-1):

$$p_s = p_{s,E} . \quad (3.2-4)$$

$p_{s,E}$  auf das Terzaghi-Element wirkender Druck (z.B. in bar)

Durch Einsetzen von Gl. (3.2-1a) (primäre Konsolidierung), (3.2-2e) (sekundäre Konsolidierung), (3.2-3) (Hydrodynamik) und (3.2-4) (Kräftegleichgewicht) in Gl. (3.1-3) (Massenbilanz bzw. Kontinuität) folgt:

$$\frac{\partial}{\partial \omega} \left( \frac{1}{\mu_L \rho_s \alpha} \frac{\partial p_s}{\partial \omega} \right) = a_E \frac{\partial p_s}{\partial t} + \eta a_c \frac{\partial}{\partial t} \int_{\tau=0}^{\tau=t} p_s(\tau) \exp[-\eta(t-\tau)] \cdot d\tau . \quad (3.2-5)$$

Definiert man einen modifizierten Konsolidierungskoeffizient durch

$$C_e = \frac{1}{\mu_L \alpha \rho_s a_E} , \quad (3.2-6)$$

$C_e$  modifizierter Konsolidierungskoeffizient (z.B. in mm<sup>2</sup>/min)

ist  $C_e$  proportional zur „Festigkeit“  $1/a_E$  (s. Gl. (3.2-2b)) des porösen Feststoffgerüsts und umgekehrt proportional zum hydraulischen Widerstand ( $\mu_L \cdot \alpha$ ), den die Poren auf die ausströmende Flüssigkeit ausüben (Buttersack 1994b). Wenn man für  $C_e$  einen zeitlich konstanten Mittelwert annimmt, erhält man die Basisgleichung für das Terzaghi-Voigt-Element:

$$C_e \left( \frac{\partial^2 p_s}{\partial \omega^2} \right) = \frac{\partial p_s}{\partial t} + \eta \cdot \frac{a_c}{a_E} \cdot \frac{\partial}{\partial t} \int_{\tau=0}^{\tau=t} p_s(\tau) \cdot \exp[-\eta(t-\tau)] \cdot d\tau . \quad (3.2-7)$$

### 3.2.3 Anfangs- und Randbedingungen

Für den Prozeß unter konstantem Druck  $p_0$  hat man die folgenden Anfangs- und Randbedingungen:

$$p_s(\omega)\Big|_{t=0} = 0 \quad ; \quad \omega \in [0, \omega_0] \quad (3.2-8a)$$

$$e(\omega)\Big|_{t=0} = e_0 \quad ; \quad \omega \in [0, \omega_0] \quad (3.2-8b)$$

$$p_s(t)\Big|_{\omega=0} = p_0 \quad ; \quad t > 0 \quad (3.2-9a)$$

$$\frac{\partial p_s(t)}{\partial \omega}\Big|_{\omega=\omega_0} = 0 \quad ; \quad t \geq 0. \quad (3.2-9b)$$

Gl. (3.2-8a) (1. Anfangsbedingung) entspricht der Annahme, daß am Anfang des Prozesses das Material im Gleichgewicht steht. Deswegen besitzt der Feststoffdruck  $p_s$  im ganzen Preßkuchen den gleichen Wert: 0 (also  $p_s(\tau=0) = 0$ ).

Gl. (3.2-8b) (2. Anfangsbedingung) entspricht der Annahme, daß das anfängliche Leerraumverhältnis im ganzen Preßkuchen gleich ist.

Gl. (3.2-9a) (1. Randbedingung) bedeutet, daß auf die Ausgangsebene der Flüssigkeit (Sieb,  $\omega = 0$ ) der Feststoffdruck  $p_s$  zur Zeit  $t$  gleich dem gesamten Druck  $p_0$  ist. Mit anderen Worten, der Preßkuchen ist unmittelbar vor der Ausgangebene völlig komprimiert.

Mit Gl. (3.2-9b) (2. Randbedingung) vermutet man, daß bei der Ebene  $\omega = \omega_0$ , nämlich dort, wo sich der Preßstempel zur Zeit  $t$  befindet, der Feststoffdruckgradient gleich Null ist. Deswegen gilt nach Gl. (3.2-3)  $u(t, \omega_0) = 0$ . Man nimmt also darauf Rücksicht, daß in dieser Ebene die Flüssigkeit nicht strömen kann.

### 3.2.4 Vereinfachte analytische Lösung

Eine vereinfachte kinetische Gleichung des Modells ist durch

$$U = (1 - B) \cdot \left[ 1 - \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp\left(-\frac{2C_e}{a_n \omega_0^2} \cdot t\right) \right] + B \cdot [1 - \exp(-\eta \cdot t)], \quad (3.2-10a)$$

$$U = \frac{V}{V_E} = \frac{h_0 - h}{h_0 - h_E} \quad (3.2-10b)$$

$V, V_E$  ausgepreßtes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit  $t = t$  und  $\infty$

$h_0, h, h_E$  Preßkuchenhöhe zur Zeit  $t = 0, t$  und  $\infty$  (z.B. in mm)

$B$  Verhältnis der sekundären Konsolidierung zur gesamten Konsolidierung

$$B = a_c / (a_e + a_c) \quad [-] \quad (3.2-10c)$$

$C_e$  modifizierter Konsolidierungskoeffizient, s. Gl. (3.2-6)

$$a_n = 8 / [(2n-1)\pi]^2, \quad n = 1, 2, 3, \dots \quad (3.2-10d)$$

gegeben, wenn entweder die Bedingung 1:

$$\Theta_3 \gg \Theta_1 \quad \text{und} \quad \Theta_3 \gg \Theta_2 \quad \text{für} \quad \Theta_2 > \Theta_1 \quad (\text{nämlich } a_c < a_e), \quad (3.2-11a)$$

oder die Bedingung 2:

$$\Theta_3 \gg \Theta_1 \quad \text{für} \quad \Theta_2 < \Theta_1 \quad (\text{nämlich } a_c > a_e), \quad (3.2-11b)$$

oder die Bedingung 3:

$$\gamma \equiv \frac{\pi^2 C_e}{4\omega_0^2 \cdot \eta} \gg 1 \quad \text{und} \quad \frac{a_E}{a_C} \cdot \frac{\pi^2 C_e}{4\omega_0^2 \cdot \eta} \gg 1 \quad (3.2-11c)$$

erfüllt wird. Dabei ist

$$\Theta_1 = \frac{a_n \omega_0^2}{2C_e} \quad (3.2-12)$$

die Retardationszeit (z.B. in min), mit der die Flüssigkeitsströmung die primäre Konsolidierung beeinflusst. (Je kleiner  $\Theta_1$  ist, desto schneller verläuft die primäre Konsolidierung.) Mit anderen Worten wird die elastische, nämlich sprunghafte Deformation der Feder des Terzaghi-Elementes vom Widerstand der Flüssigkeitsströmung verzögert. Analog ist

$$\Theta_2 = \frac{a_n \omega_0^2}{2C'_e} \quad (3.2-13a)$$

$C'_e$  Modifizierter Koeffizient der sekundären Konsolidierung (z.B. in mm<sup>2</sup>/min)

$$C'_e = \frac{1}{\mu_L \alpha \rho_s a_C} \quad (3.2-13b)$$

die Retardationszeit, die von der Flüssigkeitsströmung bei der sekundären Konsolidierung verursacht wird.  $\Theta_2$  beschreibt, wie stark die elastische Verformung der Feder im Voigt-Element von der Flüssigkeitsströmung verlangsamt wird. Das Kriechen des Feststoffs unter Spannung wird ebenfalls durch eine Retardationszeit

$$\Theta_3 = \frac{1}{\eta} \quad (3.2-14)$$

beschrieben.  $\Theta_3$  definiert die Zeit, die bis zum Erreichen des stationären Zustandes gebraucht wird (Gross et al. 1993, S. 302ff; Creus 1986, S. 22).

Die Bedingung 1 bedeutet: die Retardationszeiten der Flüssigkeitsströmung sowohl bei der primären Konsolidierung  $\Theta_1$  als auch bei der sekundären Konsolidierung  $\Theta_2$  sollen bei weitem kleiner sein als die Retardationszeit des Kriechens  $\Theta_3$ , falls  $\Theta_2 > \Theta_1$ .

Die Bedingung 2 bedeutet: die Retardationszeit der Flüssigkeitsströmung bei der primären Konsolidierung  $\Theta_1$  soll bei weitem kleiner sein als die des Kriechens  $\Theta_3$ , falls  $\Theta_2 < \Theta_1$ .

Die Bedingung 3 bedeutet: der Einfluß der Flüssigkeitsströmung auf die elastische Verformung -- sowohl der des Terzaghi-Elementes als auch des Voigt-Elementes -- soll bei weitem kleiner sein als der Einfluß des Kriechens. Das Kriechen des Feststoffs dominiert also während des gesamten Prozesses.

Wenn die Steigungen der Auftragung von  $\ln(1-U)$  gegen  $t$  für verschiedene auf die Siebfläche bezogenes Gesamtfeststoffvolumen  $\omega_0$  bei großer Preßzeit  $t$  konstant sind, entspricht diese Steigung offensichtlich dem  $\eta$ -Wert in Gl. (3.2-10a) und Bedingung 3 wird erfüllt. Falls die Steigungen der Auftragung von  $\ln(1-U)$  gegen  $t$  für verschiedene  $\omega_0$  bei großem  $t$  unterschiedlich sind, wird die Bedingung 3 nicht

erfüllt, so daß man statt der vereinfachten Gleichung (3.2-10a) die sehr komplizierte exakte analytische Lösung benutzen müßte (Shirato et al. 1986a).

In Gl. (3.2-10a) sind  $h_E$ ,  $C_e$ ,  $\eta$  und  $B$  Modellparameter. Der gesamte Entwässerungsgrad  $U$  ist durch die Superposition der Teil-Entwässerungsgrade von primärer und sekundären Konsolidierung gegeben.

### 3.2.5 Einige Anmerkungen

#### Über Gl. (3.1-5)

Um zu zeigen, daß die partielle Differentialgleichung (3.1-5) nur eine elastische Verformung voraussetzt, wird der Term  $(\partial p_s / \partial \omega)_E$  mit  $e = f(p_s)$ ,  $p_s = \varphi(t, \omega)$  wie folgt umformt:

$$Q (de)_E = \left( \frac{\partial e}{\partial p_s} \right)_E \cdot dp_s,$$

$$\therefore \left( \frac{\partial e}{\partial \omega} \right)_E = \left( \frac{\partial e}{\partial p_s} \right)_E \cdot \left( \frac{\partial p_s}{\partial \omega} \right)_E.$$

Umstellen ergibt

$$\left( \frac{\partial p_s}{\partial \omega} \right)_E = \frac{-(\partial e / \partial \omega)_E}{-(\partial e / \partial p_s)_E} = \frac{-(\partial e / \partial \omega)_E}{a_E}.$$

Mit Einsetzen obiger Gleichung in Gl. (3.2-3) folgt

$$u(t, \omega) = \frac{1}{\mu_L \alpha \rho_s \cdot a_E} \left( \frac{\partial e}{\partial \omega} \right)_E = C_e \cdot \left( \frac{\partial e}{\partial \omega} \right)_E.$$

Setzt man diese Gleichung in Gl. (3.1-3) ein, so erhält man schließlich die abzuleitende Gleichung:

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial \omega} \left( C_e \frac{\partial e}{\partial \omega} \right). \quad (3.1-5)$$

#### Über Gl. (3.2-1b) und (3.2-2b)

Im Modell nach Shirato et al. werden die Beziehung zwischen  $E_1$  und  $a_E$  ( $a_E \equiv -(\partial e / \partial p_s)_E$ ) bzw. zwischen  $E_2$  und  $a_C$  ( $a_C \equiv -(\partial e / \partial p_s)_C$ ) durch folgende Gleichungen gegeben (Shirato et al. 1986a, b):

$$E_1 = (1 + e) / a_E \quad (3.2-15a)$$

$$E_2 = (1 + e) / a_C. \quad (3.2-15b)$$

Eventuell existiert dabei ein Fehler. Die richtigen Ausdrücken wären

$$E_1 = (1 + e_0) / a_E \quad (3.2-1b)$$

und

$$E_2 = (1 + e_0) / a_C, \quad (3.2-2b)$$

die folgendermaßen abgeleitet werden können.



Ein beliebtes Teilchen im Preßgut hat im undeformierten Ausgangszustand das Volumen  $v_0$  und zur Zeit  $t$  das Volumen  $v$ , welches ins Flüssigkeitsvolumen  $v_L$  und scheinbaren Feststoffvolumen  $v_S$  zerlegt werden kann:

$$v = v_L + v_S .$$

Während des Prozesses nimmt  $v_L$  ab, während  $v_S$  unverändert bleibt.

Wird die Bewegung des Teilchens verfolgt, lassen sich dann die negative Volumendehnung  $\varepsilon$  des Teilchens zur Zeit  $t$  durch

$$\varepsilon = 1 - \frac{v}{v_0} \quad (3.2-16a)$$

und das Leerraumverhältnis im Teilchen durch

$$e = \frac{v_L}{v_S} \quad (3.2-16b)$$

beschreiben. Daraus erhält man

$$e = (1 + e_0) \cdot (1 - \varepsilon) - 1 . \quad (3.2-16c)$$

Nach Einsetzen von Gl. (3.2-16c) in  $a_E = -(\partial e / \partial p_S)_E$  und  $a_C = -(\partial e / \partial p_S)_C$  folgen dann

$$a_E = (1 + e_0) \cdot (\partial \varepsilon / \partial p_S)_E = (1 + e_0) \cdot E_1$$

$E_1$  Kompressionsmodul der Feder im Terzaghi-Element,

$$E_1 \equiv (\partial \varepsilon / \partial p_S)_E \quad (3.2-17a)$$

und

$$a_C = (1 + e_0) \cdot (\partial \varepsilon / \partial p_S)_C = (1 + e_0) \cdot E_2 .$$

$E_2$  Kompressionsmodul der Feder im Voigt-Element

$$E_2 \equiv (\partial \varepsilon / \partial p_S)_C \quad (3.2-17b)$$

Umstellung dieser Gleichungen ergibt schließlich Gl. (3.2-1b) und (3.2-2b).

### Über Gl. (3.2-2a)

Mit der Gl. (3.2-16c) kann man die die Sekundärkonsolidierung beschreibende Gleichung (3.2-2a) für das Voigt-Element ableiten:

Die negative Volumendehnung  $\varepsilon(t)$  unter der Spannung  $p_S(t)$  kann allgemein mittels der Kriechfunktion  $K(t)$  mit

$$\varepsilon(t) = p_S(0) \cdot K(t) + \int_{\tau=0}^{\tau=t} K(t-\tau) \cdot \frac{dp_S(\tau)}{d\tau} \cdot d\tau \quad (3.2-18a)$$

ausgedrückt werden (Gross et al. 1993, S. 321). Dabei ist als untere Grenze des Integrals der Wert  $t = 0_+$  zu wählen (unmittelbar nach dem Anfangssprung);  $p_S(0)$  ist die Anfangssprung des Feststoffdrucks. Nach Einsetzen der Anfangsbedingung  $p_S(0) = 0$  folgt dann

$$\varepsilon(t) = \int_{\tau=0}^{\tau=t} K(t-\tau) \cdot dp_S(\tau) . \quad (3.2-18b)$$

Für das Voigt-Element gilt als Kriechfunktion (Gross et al. 1993, S. 303)

$$K(t) = \frac{1}{E_2} \cdot [1 - \exp(-\eta \cdot t)], \quad (3.2-19a)$$

oder

$$K(t - \tau) = \frac{1}{E_2} \cdot \{1 - \exp[-\eta \cdot (t - \tau)]\}. \quad (3.2-19b)$$

Einsetzen dieser Kriechfunktion in Gl. (3.2-18b) ergibt dann

$$\varepsilon(t) = \int_{\tau=0}^{\tau=t} \frac{1}{E_2} \cdot \{1 - \exp[-\eta \cdot (t - \tau)]\} \cdot dp_s(\tau). \quad (3.2-20)$$

Mit Gl. (3.2-16c) erhält man für die Sekundärkonsolidierung

$$\left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_c = -(1 + e_0) \cdot \left( \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} \right)_c, \quad (3.2-21)$$

wobei die Dehnung  $\varepsilon(t)$  des Teilchens mit dem Voigt-Element, nämlich Gl. (3.2-20), beschrieben wird. Aufgrund der Gl. (3.2-20) und Gl. (3.2-21) gilt also

$$\left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_c = -(1 + e_0) \cdot \frac{\partial}{\partial t} \int_{\tau=0}^{\tau=t} \frac{1}{E_2} \cdot \{1 - \exp[-\eta(t - \tau)]\} \cdot dp_s(\tau). \quad (3.2-22)$$

Aus Gl. (3.2-2b) und (3.2-22) erhält man schließlich die abzuleitende Gl. (3.2-2a):

$$\left( \frac{\partial e}{\partial t} \right)_c = -\frac{\partial}{\partial t} \int_{\tau=0}^{\tau=t} a_c \{1 - \exp[-\eta(t - \tau)]\} \cdot dp_s(\tau). \quad (3.2-2a)$$

$$a_c = (1 + e_0) / E_2 \quad (3.2-2b)$$

### 3.3 Modell nach Lanoisellé et al.

Das Modell von Lanoisellé et al. (1996) wurde speziell für die mechanische Entwässerung biologischer Materialien entwickelt. Die Deformation des Zwischenteilchenraums wird hier wie bei dem Modell nach Shirato et al. durch die elastische bzw. primäre und die viskoelastische bzw. sekundäre Konsolidierung beschrieben, während die Verformung des interzellularen bzw. intrazellularen Raums nur durch ihre elastischen Eigenschaften definiert sein soll.

#### 3.3.1 Drei Volumenfraktionen, Flüssigkeits- bzw. Feststoffdruck und Flüssigkeitsströmung

Der Ultrastruktur eines zellularen Materials entsprechend wird das gesamte Leerraumverhältnis in drei Fraktionen aufgeteilt (s. Kap. 3.1):

$$\Delta e = \Delta e_1 + \Delta e_2 + \Delta e_3 \quad (3.1-7a)$$

$\Delta e, \Delta e_1, \Delta e_2, \Delta e_3$  auf reines Feststoffvolumen bezogene Volumenänderung des gesamten, Zwischen-Teilchen-, interzellularen bzw. intrazellularen Leerraums

oder

$$\frac{\partial e}{\partial t} = \frac{\partial e_1}{\partial t} + \frac{\partial e_2}{\partial t} + \frac{\partial e_3}{\partial t}. \quad (3.1-7b)$$

Existiert keine Luft im Material, erfüllt die Flüssigkeit allein den Leerraum. Den drei Leerräumen entsprechend gibt es drei verschiedene Flüssigkeitsdrücke:  $p_{L,1}$ ,  $p_{L,2}$  und  $p_{L,3}$ . Die Konsolidierung fängt zur Zeit  $t = 0$  an, wobei die Flüssigkeitsdrücke in den drei Leerräumen identisch sind:

$$p_{L,1}(z)\big|_{t=0} = p_{L,2}(z)\big|_{t=0} = p_{L,3}(z)\big|_{t=0}. \quad (3.3-1a)$$

Die anfängliche Flüssigkeitsströmung ist nur innerhalb des Zwischenteilchenraums vorhanden und wird vom Flüssigkeitsdruckgradienten  $(\partial p_{L,1} / \partial z)_{t=0}$  im Zwischenteilchenraum verursacht. Mit anderen Worten gilt

$$(\partial p_{L,1} / \partial z)_{t=0} \neq 0. \quad (3.3-1b)$$

Obwohl es nahe liegen würde, den Feststoffdruck für beliebige Zeit  $t$  ( $t \geq 0$ ) gemäß

$$p_s(z, t) = p_0 - p_{L,1}(z, t) - p_{L,2}(z, t) - p_{L,3}(z, t)$$

mit den Flüssigkeitsdrücken der 3 Partialvolumina zu verknüpfen, nehmen Lanoisellé et al.

$$p_s(z, t) = p_0 - p_{L,1}(z, t) \quad (3.3-2a)$$

an. Wegen  $(\partial p_{L,1} / \partial z)_{t=0} \neq 0$  hat man für den anfänglichen Druckgradienten des Feststoffs

$$(\partial p_s / \partial z)_{t=0} \neq 0. \quad (3.3-2b)$$

Der Feststoffdruck nimmt im Verlauf des Prozesses monoton zu, während die Flüssigkeitsdrücke  $p_{L,1}$ ,  $p_{L,2}$  und  $p_{L,3}$  monoton abnehmen

Die Autoren nehmen an, daß der hydraulische Widerstand im Teilchen-Zwischenraum kleiner als der im interzellularen Zwischenraum und dieser noch kleiner ist als der im intrazellularen Raum. Deswegen sinkt im Verlauf des Prozesses der Flüssigkeitsdruck im Teilchen-Zwischenraum ( $p_{L,1}$ ) schneller als der im interzellularen Raum ( $p_{L,2}$ ), und dieser noch schneller als der im intrazellularen Raum ( $p_{L,3}$ ). Es gibt daher die Druckgradienten  $p_{L,2} - p_{L,1} > 0$ , und  $p_{L,3} - p_{L,2} > 0$  für  $t > 0$ . Damit strömt die Flüssigkeit sowohl vom intrazellularen Raum in den interzellularen Raum mit den Massenströmen pro Querschnittsfläche  $w_{3-2}$  (z.B. in  $\text{g/m}^2\cdot\text{s}$ ), als auch vom interzellularen Raum in den Zwischenteilchenraum mit  $w_{2-1}$ :

$$w_{3-2} = \lambda_{3-2}(p_{L,3} - p_{L,2}), \quad (3.3-3a)$$

$$w_{2-1} = \lambda_{2-1}(p_{L,2} - p_{L,1}). \quad (3.3-3b)$$

Hierbei sind  $\lambda_{2-1}$  und  $\lambda_{3-2}$  Modellparameter.

Die Strömungsgeschwindigkeiten der Flüssigkeit innerhalb der drei Leerräume sind  $u_1$ ,  $u_2$  und  $u_3$  und lassen sich beim eindimensionalen Prozeß mittels des d'Arcyschen Gesetzes beschreiben:

$$u_1 = \frac{k_1}{\mu_L} \cdot \frac{\partial p_{L,1}}{\partial z}, \quad (3.3-4a)$$

$$u_2 = \frac{k_2}{\mu_L} \cdot \frac{\partial p_{L,2}}{\partial z}, \quad (3.3-4b)$$

$$u_3 = \frac{k_3}{\mu_L} \cdot \frac{\partial p_{L,3}}{\partial z}. \quad (3.3-4c)$$

$k_1, k_2, k_3$  Modellparameter

### 3.3.2 Basisgleichung

Bezogen auf eine Masseneinheit des reinen Feststoffs gilt mit der Massenbilanz der Flüssigkeit in einer infinitesimalen Schicht zwischen  $z$  und  $z+dz$  im Zwischenteilchenraum  $e_1$  die Kontinuitätsgleichung:

$$\frac{\partial(\rho_L e_1)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_L u_1)}{\partial z} - w_{2-1} = 0. \quad (3.3-5a)$$

Für den interzellularen Raum  $e_2$  gilt

$$\frac{\partial(\rho_L e_2)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_L u_2)}{\partial z} + w_{2-1} - w_{3-2} = 0, \quad (3.3-5b)$$

und für den intrazellularen Raum  $e_3$

$$\frac{\partial(\rho_L e_3)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho_L u_3)}{\partial z} + w_{3-2} = 0. \quad (3.3-5c)$$

Das Leerraumverhältnis  $e_1$  zwischen den Teilchen wird vom Feststoffdruck  $p_s$ , dem Kriechen des Zwischenteilchenraums (Kriechfunktion  $K(t, \tau)$ ) und dem Flüssigkeitsdruckgradienten ( $p_{L,1} - p_{L,2}$ ) bestimmt:

$$\frac{\partial e_1}{\partial t} = \left( \frac{\partial e_1}{\partial p_s} \right)_{1E} \cdot \left( \frac{\partial p_s}{\partial t} \right) + \frac{\partial}{\partial t} \int_0^t K(t, \tau) \cdot \frac{\partial p_s(\tau)}{\partial \tau} \cdot d\tau + \frac{\partial e_1}{\partial (p_{L,1} - p_{L,2})} \cdot \frac{\partial (p_{L,1} - p_{L,2})}{\partial t}. \quad (3.3-6a)$$

Dabei steht  $(\partial e_1 / \partial p_s)_{1E}$  für die elastische Eigenschaft und  $K(t, \tau)$  für das Kriechen, das sich durch das Voigt-Element beschreiben läßt (Suklje 1970; Shirato et al. 1986a):

$$K(t, \tau) = \left( \frac{\partial e_1}{\partial p_s} \right)_{1C} \cdot \left\{ 1 - \exp \left[ - (t - \tau) / t_{R,1} \right] \right\}. \quad (3.3-6b)$$

$t$  Versuchsdauer

$\tau$  Dauer der Spannung  $dp_s(\tau)$

$(\partial e_1 / \partial p_s)_{1C}$  elastische Eigenschaft der sekundären Konsolidierung

$t_{R,1}$  Retardationszeit der sekundären Konsolidierung

Das interzelluläre Leerraumverhältnis  $e_2$  ist eine Funktion des Feststoffdrucks  $p_s$  und der Flüssigkeitsdruckgradienten ( $p_{L,2} - p_{L,1}$ ) und ( $p_{L,3} - p_{L,2}$ ):

$$\frac{\partial e_2}{\partial t} = \frac{\partial e_2}{\partial p_s} \cdot \frac{\partial p_s}{\partial t} + \frac{\partial e_2}{\partial (p_{L,2} - p_{L,1})} \cdot \frac{\partial (p_{L,2} - p_{L,1})}{\partial t} + \frac{\partial e_2}{\partial (p_{L,2} - p_{L,3})} \cdot \frac{\partial (p_{L,2} - p_{L,3})}{\partial t}. \quad (3.3-7)$$

Das intrazelluläre Leerraumverhältnis  $e_3$  ist eine Funktion des Feststoffdrucks  $p_s$  und der Flüssigkeitsdruckgradienten ( $p_{L,3} - p_{L,2}$ ):

$$\frac{\partial e_3}{\partial t} = \frac{\partial e_3}{\partial p_s} \cdot \frac{\partial p_s}{\partial t} + \frac{\partial e_3}{\partial (p_{L,3} - p_{L,2})} \cdot \frac{\partial (p_{L,3} - p_{L,2})}{\partial t} \quad (3.3-8)$$

### 3.3.3 Anfangs- und Randbedingungen

Die Randbedingungen für den Prozeß unter konstantem Druck  $p_0$  lauten:

$$\left. \frac{\partial p_{L,1}(t)}{\partial z} \right|_{z=h} = 0 \quad (3.3-9a)$$

$$p_s(t) \Big|_{z=0} = p_0 \quad (3.3-9b)$$

und die Anfangsbedingung ist

$$p_{L,1}(z) \Big|_{t=0} = \frac{z}{h_0} \cdot [p_0 - p_s(h_0, 0)] \quad (3.3-10)$$

Gl. (3.3-9a) als die erste Randbedingung bedeutet, daß am Preßstempel ( $z = h$ ) keine Flüssigkeitsströmung existiert.

Gl. (3.3-9b) als die zweite Randbedingung entspricht der Annahme, daß der Preßkuchen beim Auslauf ( $z=0$ ) völlig komprimiert, und damit der Flüssigkeitsdruck  $p_{L,1}$  auf Null abgesunken ist.

In Gl. (3.3-10) ist  $h_0$  die Anfangshöhe des Preßkuchens. Als die Anfangsbedingung erklärt die Gleichung, daß der anfängliche Flüssigkeitsdruck im Zwischenteilchenraum  $p_{L,1}(z, 0)$  beim Preßstempel ( $z = h_0$ ) durch  $p_0 - p_s(h_0, 0)$  gegeben ist und linear bis zum Wert  $p_{L,1} = 0$  zum Auslauf ( $z = 0$ ) hin abnimmt. Dies bedeutet auch, daß im Unterschied zu der Anfangsbedingung bei Shirato et al. (Gl. (3.2-8a)) der anfängliche Feststoffdruck  $p_s(z) \Big|_{t=0} = p_0 - p_{L,1}(z) \Big|_{t=0}$  vom Preßstempel bis zum Auslauf zunimmt. (s. Gl. (27) in der Publikation von Lanoisellé et al. 1996 ). Die Autoren definieren also den Anfangszustand nicht im Sinne eines Gleichgewichtes, weil bereits eine nicht-modellierte Vorpressung stattgefunden hat.

### 3.3.4 Vereinfachte analytische Lösung

Mit der vereinfachenden Bedingung, daß die primäre Konsolidierung viel schneller als die sekundäre ist, erhält man die vereinfachte Lösung für den Prozeß unter konstantem Druck  $p_0$ :

$$1 - U = \frac{1}{\delta} \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp(-t / t_{R,0}) + \frac{\delta_1}{\delta} \exp(-t / t_{R,1}) + \frac{\delta_2}{\delta} \exp(-t / t_{R,2}) + \frac{\delta_3}{\delta} \exp(-t / t_{R,3}) \quad (3.3-11a)$$

$$1 - U = \frac{h - h_E}{h_0 - h_E}$$

$$a_n = \frac{32 \cdot (-1)^{n+1}}{\pi^3 \cdot (2n-1)^3}, \quad n = 1, 2, \dots \quad (a_1 = 32/31; a_2 = -32/837.2, \dots) \quad (3.3-11b)$$

$t_{R,0}$  Modellparameter, nämlich die Retardationszeit der primären Konsolidierung des Zwischenteilchenraums

$$t_{R,0} = \frac{4}{\pi^2} \frac{\mu_L}{k_1} \left( \frac{h}{1+e_1} \right)^2 \left( -\frac{\partial p_s}{\partial e_1} \right)_E^{-1} \quad (3.3-11c)$$

$h$  Preßkuchenhöhe zur Zeit  $t$

$e_1$  Leerraumverhältnis des Zwischenteilchenraums zur Zeit  $t$

$t_{R,1}$  Modellparameter, nämlich die Retardationszeiten für die sekundäre Konsolidierung des Zwischenteilchenraums,

$t_{R,2}, t_{R,3}$  Modellparameter, nämlich die Retardationszeiten für die Deformationen des interzellularen und intrazellularen Raums

$\delta_1, \delta_2, \delta_3$  relativer Kompressionsmodul des Zwischenraums zwischen den Teilchen, des interzellularen und intrazellularen Raums

$$\delta_1 = \frac{-\left(\partial p_s / \partial e_1\right)_{1E}}{-\left(\partial p_s / \partial e_1\right)_{1C}} \quad (3.3-11d)$$

$$\delta_2 = \frac{-\left(\partial p_s / \partial e_1\right)_{1E}}{-\left(\partial p_s / \partial e_2\right)} \quad (3.3-11e)$$

$$\delta_3 = \frac{-\left(\partial p_s / \partial e_1\right)_{1E}}{-\left(\partial p_s / \partial e_3\right)} \quad (3.3-11f)$$

$$\delta = 1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 \quad (3.3-11g)$$

### 3.4 Modell nach Buttersack

Das Modell nach Buttersack bietet mit nur 3 materialspezifischen Parametern eine mathematische Beschreibung der mechanischen Entwässerung. Das unter Druck befindliche Material wird in eine komprimierte und eine nicht-komprimierte Zone unterteilt. In der nicht-komprimierten Zone wird die Wechselwirkung zwischen Feststoffpartikeln vernachlässigt und die Geschwindigkeit der mechanischen Entwässerung wird von der Flüssigkeitsströmung durch die elastische komprimierte Zone kontrolliert.

#### 3.4.1 Komprimierte Zone

Es ist experimentell gesichert, daß sich schon kurz nach Beginn eines Entwässerungsprozesses am Auslauf der Flüssigkeit eine hohe verdichtete Schicht des Preßgutes ausbildet, während das übrige Material unkomprimiert bleibt (Buttersack und Basler 1991). Der gesamte Preßkuchen läßt sich dann annähernd in zwei Zonen, nämlich eine Zone mit ursprünglichem Wassergehalt, die unmittelbar unter dem Preßstempel ist, und eine komprimierte Zone, die unmittelbar in der Nähe des Auslaufes liegt, unterteilen. Während des Prozesses wächst die komprimierte Zone allmählich an, bis nach unendlich langer Zeit der gesamte Preßkuchen nur aus dem komprimierten Material besteht.

Je nach Material existiert ein kritischer Wert  $e_i$ . Für  $e \leq e_i$ , bilden die Teilchen ein elastisches Netzwerk, welches den Feststoffdruck  $p_s$  verursacht. Falls das lokale Leerraumverhältnis größer als der kritische Wert ist ( $e > e_i$ ), ist die Wechselwirkung

zwischen den Teilchen so klein, daß sie vernachlässigt werden kann. Andererseits erreicht  $e$  zur Zeit  $t = \infty$  den Wert  $e_E$ . Infolgedessen wird die komprimierte Zone durch das im Bereich  $[e_E, e_i]$  liegende durchschnittliche Leerraumverhältnis  $e_C$  gekennzeichnet.

Definiert man mit  $x$  die Fraktion des Feststoffvolumens in der komprimierten Zone bezogen auf das gesamte Feststoffvolumen, läßt sich die Höhe der komprimierten Zone  $h_C$  zur Zeit  $t$  durch

$$h_C = x \cdot h_s \cdot (e_C + 1) \quad (3.4-1)$$

beschreiben. Die Höhe des gesamten Preßkuchens ist dann durch die Summe aus der scheinbaren Höhe der komprimierten Zone mit dem durchschnittlichen Leerraumverhältnis  $e_C$  und der nicht komprimierten Zone mit dem Anfangswert ( $e_0$ ):

$$h = x \cdot h_s \cdot (e_C + 1) + (1 - x) \cdot h_s \cdot (e_0 + 1) \quad (3.4-2)$$

gegeben.

Andererseits kann man sowohl die gesamte Preßkuchenhöhe  $h$  als auch den Entwässerungsgrad  $U$  mit dem durchschnittlichen Leerraumverhältnis  $e_{av}$  zur Zeit  $t$  beschreiben, nämlich

$$h = h_s \cdot (e_{av} + 1) \quad (3.4-3)$$

und

$$U = \frac{e_0 - e_{av}}{e_0 - e_E} \quad (3.4-4a)$$

$e_0, e_{av}, e_E$  Leerraumverhältnis des gesamten Systems zur Zeit  $t = 0, t$  und  $\infty$ ;

Der Vergleich von Gl. (3.4-2) mit Gl. (3.4-3) ergibt

$$x = \frac{e_0 - e_{av}}{e_0 - e_C} \quad (3.4-5)$$

Aus Gl. (3.4-4a) und (3.4-5) erhält man

$$x = \frac{e_0 - e_E}{e_0 - e_C} \cdot U \quad (3.4-6)$$

In Gl. (3.4-4a) ist  $e_0 - e_{av}$  das auf die Sieboberfläche bezogene Volumen der ausgepreßten Flüssigkeit  $V$  zur Zeit  $t$  und  $e_0 - e_E$  das maximale Volumen  $V_E$  ( $t = \infty$ ), deswegen gilt

$$U = \frac{V}{V_E} \quad (3.4-4b)$$

$V = e_0 - e_{av}$  für  $t=t$ , z.B. in  $\text{mm}^3 / \text{mm}^2$

$V_E = e_0 - e_E$  für  $t=\infty$ , z.B. in  $\text{mm}^3 / \text{mm}^2$

**Annahme 1:** Es wird angenommen, daß die Differenz  $e_i - e_E$  so klein ist, daß die gesamte komprimierte Zone mit einem konstanten Leerraumverhältnis  $e_E$  beschrieben werden kann.

Mit der Annahme 1 folgt aus Gl. (3.4-6)

$$x = U . \quad (3.4-7)$$

Die auf dieser grundsätzliche Vorstellung aufbauende Modellierung ist durch 4 weitere Annahmen gekennzeichnet.

### 3.4.2 Durchschnittlicher Feststoffdruck in der komprimierten Zone

Bezogen auf den kritischen Wert  $e_i$  wird die durchschnittliche negative Volumendehnung  $\varepsilon_c$  der komprimierten Zone mit dem Mittelwert  $e_C$  definiert:

$$\varepsilon_c = \frac{e_i - e_C}{e_i + 1} . \quad (3.4-8)$$

Für den durchschnittliche Feststoffdruck  $p_{s,c}$  dieses elastischen Netzwerkes gilt nach dem Hookeschen Gesetz:

$$p_{s,c} = E_C \cdot \varepsilon_c . \quad (3.4-9)$$

$E_C$  Durchschnittlicher Kompressionsmodul der komprimierten Zone zur Zeit  $t$ .

**Annahme 2:** Der durchschnittliche Feststoffdruck  $p_{s,c}$  sei proportional zur Zahl der gedachten Kontaktstellen des elastischen Netzwerkes und somit letztlich proportional zur Menge  $x$  des in der komprimierten Zone vorhandenen Feststoffs:

$$p_{s,c} = x \cdot p_0 . \quad (3.4-10)$$

Mit Annahme 1 ( $e_C = e_E$ ) erhält man

$$p_{s,c} = U \cdot p_0 . \quad (3.4-11)$$

Mit Gl. (3.4-9, 11) folgt

$$E_C = \frac{p_0}{\varepsilon_E} \cdot U . \quad (3.4-12)$$

Dabei ist

$$\varepsilon_E = \frac{e_i - e_E}{e_i + 1} . \quad (3.4-13)$$

Die komprimierte Zone ist dann charakterisiert durch einen monoton steigenden durchschnittlichen Kompressionsmodul  $E_C$ , der die Steigung der Spannung des komprimierten Materials verursacht, während das Leerraumverhältnis  $e_C$  konstant bleibt ( $e_C = e_E$ ).

Vernachlässigt man die Reibungskraft der Flüssigkeit beim Durchströmen der komprimierten Zone, dann verteilt sich der angewandte gesamte Druck  $p_0$  in der komprimierten Zone auf den Feststoff- und Flüssigkeitsdruck:

$$p_0 = p_{s,c} + p_{L,c} . \quad (3.4-14)$$

$p_{L,c}$  durchschnittlicher Flüssigkeitsdruck in der komprimierten Zone

Mit der Gl. (3.4-11) folgt

$$p_{L,c} = (1 - U) \cdot p_0 . \quad (3.4-15)$$



### 3.4.3 Kinetik

**Annahme 3:** Die Austrittsgeschwindigkeit der Flüssigkeit durch die komprimierte Zone ( $dV/dt$ ) ist nach dem d'Arcyschen Gesetz zu beschreiben:

$$\frac{dV}{dt} = \frac{p_{L,C}}{\mu_L \cdot R} \quad (3.4-16)$$

$V$  ausgepreßtes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit  $t$

$$V = h_0 - h(t) \quad (3.4-17)$$

$p_{L,C}$  Flüssigkeitsdruck in der komprimierten Zone

$R$  Widerstand der Flüssigkeitsströmung in der komprimierten Zone zur Zeit  $t$

$\mu_L$  Viskosität der Flüssigkeit.

**Annahme 4:** Der relative Widerstand der Flüssigkeit ( $dR/dV$ ) sei eine hyperbolische Funktion des Anteils der komprimierten Zone am Gesamtfeststoffvolumen und damit letztlich auch gemäß Gl. (3.4-4b) und (3.4-6) mit

$$\frac{dR}{dV} = \frac{r}{V_E - V} \quad (3.4-18)$$

eine hyperbolische Funktion des ausgepreßten Flüssigkeitsvolumens  $V$ .

Gl. (3.4-18) gilt auch als die Definition des Modellparameters  $r$ . Die Definition im Sinne eines echten materialspezifischen Parameters beinhaltet, daß  $r$  unabhängig von der Masse des Preßgutes pro Querschnittfläche sein muß, was im folgenden in Kap. 4.3 am Beispiel der Schnitzelentwässerung überprüft wird. Eine Abhängigkeit dieses Parameters vom (konstanten) äußeren Druck ist jedoch im Hinblick auf die Materialspezifität erlaubt. Daß der Parameter  $r$  von der Preßzeit unabhängig sein muß, versteht sich selbst.

Die Integration von Gl. (3.4-18) mit der Anfangsbedingung  $U = 0, R = R_0$  ergibt

$$R = R_0 - r \cdot \ln(1 - U) \quad (3.4-19)$$

Durch Eliminieren  $V, p_{L,C}$  und  $R$  in Gl. (3.4-16) mit Gl. (3.4-4b), (3.4-15) und (3.4-19) folgt:

$$\frac{dU}{dt} = \frac{p_0 \cdot (1 - U)}{\mu_L V_E [R_0 - r \cdot \ln(1 - U)]} \quad (3.4-20)$$

Durch Integration der Gl. (3.4-20) mit der Anfangsbedingung  $t = 0, U = 0$  erhält man schließlich die kinetische Gleichung

$$\ln(1 - U) = \frac{R_0}{r} - \left[ \left( \frac{R_0}{r} \right)^2 + \frac{2p_0 t}{\mu_L r V_E} \right]^{1/2} \quad (3.4-21)$$

## 4 Modellprüfung

Für die Modellierung der mechanischen Entwässerung wurden zahlreiche Modelle vorgestellt. Die Gültigkeit des klassischen Modells nach Shirato et al. wurde für Gemische aus Flüssigkeit und unkomprimierbaren Teilchen (z.B. Schlamm) nachgewiesen (Shirato et al. 1987, 1986a, b, c, 1985, 1979, 1978, 1974; Murase et al. 1987, 1988, 1989), doch steht die experimentelle Prüfung für Systeme aus einer Flüssigkeit und komprimierbaren Teilchen (z.B. biologisches Material wie extrahierte Zuckerrübenschnitzel) noch aus. Andererseits gibt es ein Modell, das speziell die Ultrastruktur eines komprimierbaren zellularen Materials berücksichtigt (Lanoisellé et al. 1996). Eine weitere Alternative bietet das Zwei-Zonen-Modell mit nur 3 Modellparametern (Buttersack 1994a, b).

Die experimentelle Modellprüfung wird hier über den zeitlichen Verlauf der Preßkuchenhöhe von Zuckerrübenschnitzeln und die Abhängigkeit der jeweiligen Modellparameter von der Schnitzleinwaage (Materialspezifität) sowie vom äußeren Druck durchgeführt.

### 4.1 Prüfung des Modells nach Shirato et al.

#### 4.1.1 Berechnung der Modellparameter

Mit der Bedingung, daß die primäre Konsolidierung viel schneller als die sekundäre ist ( $\gamma \equiv \pi^2 C_e / (4\omega_0^2 \eta) \gg 1$ ), erhält man die kinetische vereinfachte Gleichung des Modells nach Shirato et al.:

$$U = (1 - B) \cdot \left[ 1 - \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp\left(-\frac{2C_e}{a_n \omega_0^2} \cdot t\right) \right] + B \cdot [1 - \exp(-\eta \cdot t)], \quad (3.2-10a)$$

$$U = \frac{V}{V_E} = \frac{h_0 - h}{h_0 - h_E} \quad (3.2-10b)$$

$V, V_E$  ausgepreßtes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit  $t = t$  und  $\infty$

$h_0, h, h_E$  Preßkuchenhöhe zur Zeit  $t = 0, t$  und  $\infty$  (z.B. in mm)

$B$  Verhältnis der sekundären Konsolidierung zur gesamten Konsolidierung

$$B = a_C / (a_E + a_C) \quad [-] \quad (3.2-10c)$$

$C_e$  modifizierter Konsolidierungskoeffizient, s. G. (3.2-6)

$$a_n = 8 / [(2n-1)\pi]^2, n = 1, 2, 3, \dots \quad (3.2-10d)$$

Dabei sind  $\eta, B, h_E$  und  $C_e$  vier Modellparameter.

Da  $\pi^2 C_e / (4\omega_0^2 \eta) \gg 1$  gilt, kann der erste Term der rechten Seite der Gl. (3.2-10a) für die spätere Phase des Prozesses, nämlich im Bereich  $t > t_1$  (s. unten), vernachlässigt werden, so daß nach Shirato et al. (1978) gilt:

$$1 - U \approx B \cdot \exp(-\eta \cdot t). \quad (4.1-1a)$$

Dies bedeutet, daß nach längeren Preßzeiten die viskoelastische Verformung (Kriechen) dominiert.

Mit den Meßpunkten im Bereich  $t > t_1$  und dem Marquardt-Algorithmus (Marquardt 1963) werden die Modellparameter  $\eta$ ,  $B$  und  $h_E$  nach dem Maximum-Likelihood-Prinzip berechnet. Eine Auftragung von  $\ln(1-U)$  gegen  $t$  ergibt dann im Bereich  $t > t_1$  eine Gerade [ $t_1 = 400$  min für den Versuch 17B2050 ( $M_0 = 500$ g,  $p_0 = 11.3$ bar), s. Abb. 4.1-1].

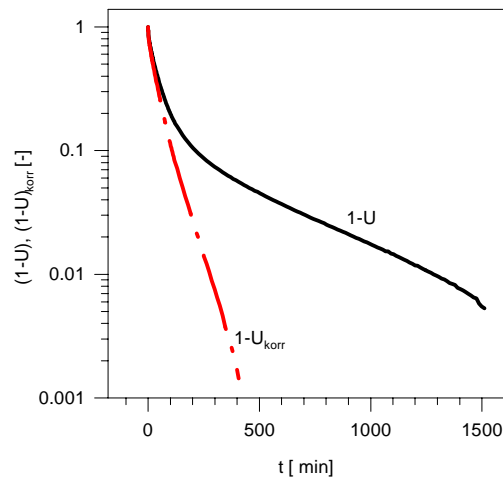
Wird ein korrigierter Entwässerungsgrad durch

$$U_{\text{kor}} = \frac{(h_0 - h) - B \cdot (h_0 - h_E) \cdot [1 - \exp(-\eta t)]}{(h_0 - h_E) \cdot (1 - B)} \quad (4.1-1b)$$

definiert (Shirato et al. 1986b), erhält man nach Einsetzen in Gl. (3.2-10a) für die frühere Phase des Prozesses ( $t < t_1$ )

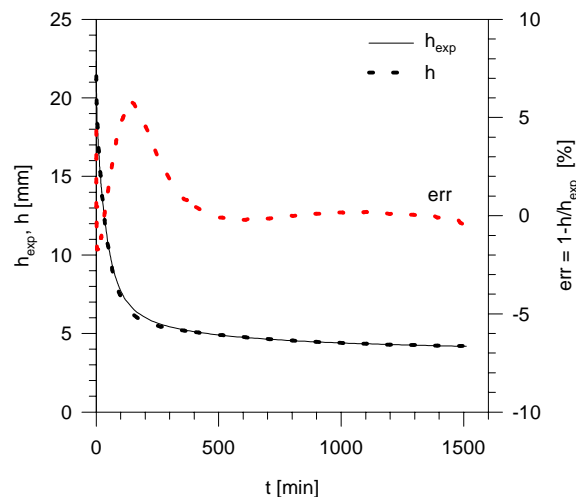
$$1 - U_{\text{kor}} = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp\left(-\frac{2}{a_n} \cdot \frac{C_e t}{\omega_0^2}\right). \quad (4.1-1c)$$

Mit den Meßpunkten im Bereich  $t < t_1$  kann der Parameter  $C_e$  bestimmt werden. Angenähert ergibt  $\ln(1-U_{\text{kor}}) - t$  für  $t < t_1$  eine Gerade (Abb. 4.1-1). Der typische Verlauf der experimentellen und mit dem Modell berechneten Preßkuchenhöhe von Zuckerrübenschnitzeln wird in Abb. 4.1-2 angedeutet.



**Abb. 4.1-1**

Tatsächlicher Abpreßgrad  $U$  und nach Shirato et al. (1986b) korrigierter Abpreßgrad  $U_{\text{kor}}$  ( $t_1 = 400$  min) für extrahierten Zuckerrübenschnitzel (Versuch: 17B2050)



**Abb. 4.1-2**

Die experimentelle und mit dem Modell nach Shirato et al. berechnete Preßkuchenhöhe und die Abweichung des modellierten Verlaufes unter konstantem Druck (Versuch: 17B2050)

#### 4.1.2 Einfluß der Schnitzeleinwaage auf die Modellparameter

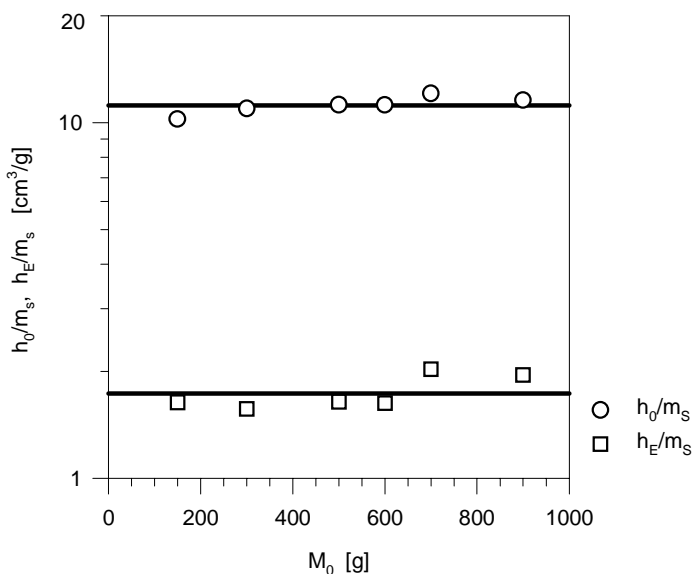
Der Modellparameter  $\eta$  hängt nur von der viskoelastischen Eigenschaft des Materials ab und sollte deswegen unabhängig von der Schnitzeleinwaage sein. Anschaulich erklärt, sollte die Steigung der Auftragung von  $\ln(1-U)$  gegen  $t$  für die Versuche unter gleichem Druck mit unterschiedlicher Schnitzeleinwaage  $M_0$  bzw.  $\omega_0$  bei großem  $t$  konstant sein, wenn die vereinfachte kinetische Gleichung Gl. (3.2-10a) gilt. Die entsprechenden Ergebnisse für extrahierte Zuckerrübenschnitzel sind in Tab. 4.1-1 zusammengestellt.

**Tab. 4.1-1** Abhängigkeit der Parameter  $\eta$ ,  $B$ ,  $h_E$  und  $C_e$  des Modells nach Shirato et al. von der Schnitzeleinwaage (Versuche nach Blecher 1995, Schnitzelbehandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ )

Experimentelle Zahlen						Modellparameter				
Versuch	$p_0$	$M_0$	$TS_a$	$\omega_0$	$h_0$	$\eta \times 10^3$	$B$	$h_E$	$C_e$	$\gamma$
	bar	g	%	mm	mm	$\text{min}^{-1}$	-	mm	$\text{mm}^2 \text{min}^{-1}$	-
01B4415	25.0	150	7.709	0.40	6.70	20.8	0.292	1.07	0.00611	4.5
01B4430	25.0	300	7.777	0.82	14.46	5.13	0.152	2.07	0.00804	5.8
01B4450	25.0	500	7.727	1.35	24.56	3.26	0.178	3.59	0.0156	6.5
01B4460	25.0	600	7.636	1.60	29.10	2.73	0.167	4.22	0.0159	5.6
01B4460	25.0	700	7.599	1.86	36.32	2.69	0.275	6.10	0.0137	3.6
01B4490	25.0	900	7.636	2.40	45.01	1.68	0.204	7.59	0.0168	4.3

Anfangspunkt ( $h_0/m_s$ ) und Endpunkt ( $h_E/m_s$ )

Die nach unendlich langer Preßzeit erreichbare absolute Endhöhe sollte naturgemäß proportional zur Einwaage, der Quotient  $h_E/m_s$  also unabhängig von der Einwaage  $M_0$  sein. Die nach Shirato et al. mit Gl. (4.1-1b) durchgeführten Extrapolationen bestätigen den erwarteten Sachverhalt (Abb. 4.1-3a). Die entsprechende Analyse der Anfangshöhe ergibt eine gewisse systematische Abweichung, die mit der Definition des Startpunktes der Abpressung (vgl. Kap. 5.1) zusammenhängen könnte.



**Abb. 4.1-3a**

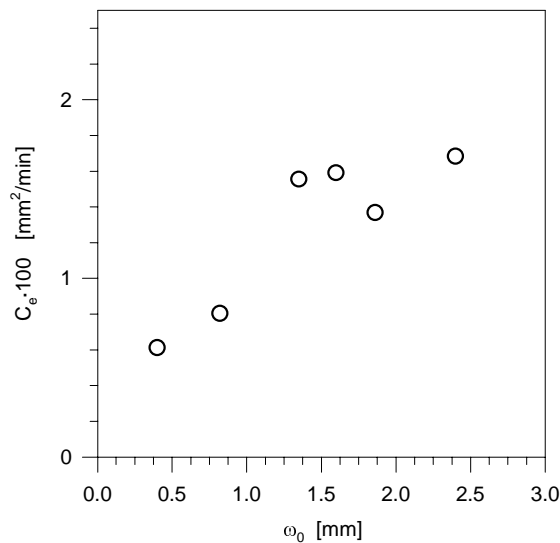
Relative Start- und Endhöhe  $h_0/m_s$  bzw.  $h_E/m_s$  als Funktion der Einwaage (Versuche: 01B-Serie,  $p_0 = 25$  bar)

Parameter  $C_e$

Die Berechnungen haben gezeigt, daß der modifizierte Konsolidierungskoeffizient  $C_e$  für die Versuche mit unterschiedlicher Einwaage unter gleichem konstantem Druck abhängig von der Schnitzeinwaage ist (Abb. 4.1-3b). Dieses Ergebnis steht in Widerspruch zur Definition des Konsolidierungskoeffizienten, weil

$$C_e \propto \frac{E}{\alpha} \neq f(\omega_0)$$

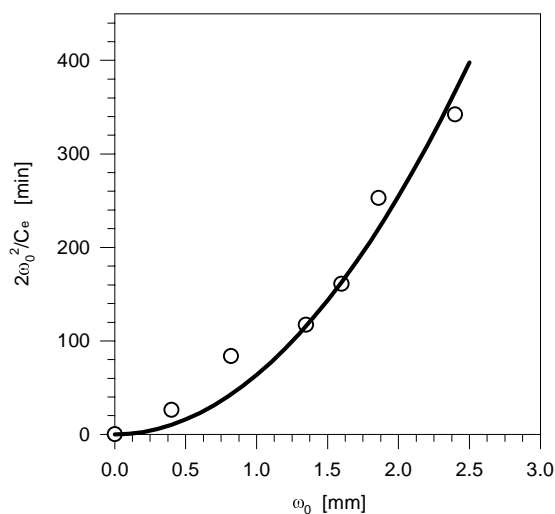
gilt (s. Gl. (3.2-6)). Für anorganische Gemische („Korean-Kaolin-Solka Flocc Mix“) bleiben die  $C_e$ -Werte konstant:  $C_e = 4.5 \times 10^6 \text{ mm}^2/\text{min}$  für  $\omega_0 = 0.547$  bis  $0.776 \text{ cm}$  ( $p_0 = 0.98$  bis  $68.6 \text{ bar}$ ) (Murase et al. 1989).



**Abb. 4.1-3b**

Modifizierter  
Konsolidierungskoeffizient  $C_e$   
als Funktion des  
Feststoffvolumens  $\omega_0$   
(Versuche: 01B-Serie,  $p_0 = 25$   
bar )

Die Retardationszeit der primären Konsolidierung als Funktion der Einwaage wird in Abb. 4.1-3c dargestellt.

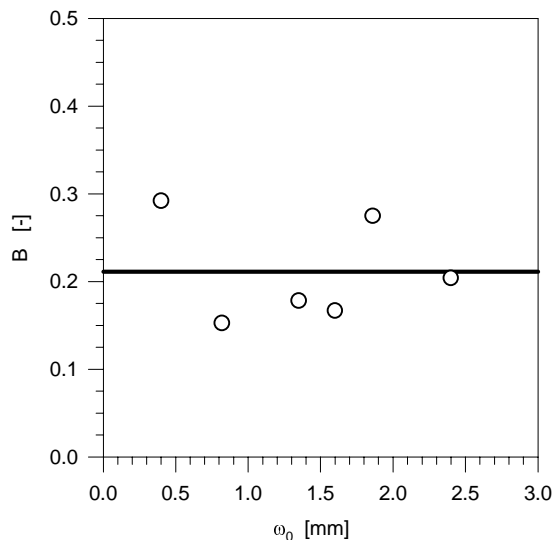


**Abb. 4.1-3c**

Retardationszeit der primären  
Konsolidierung als Funktion  
der Einwaage  $\omega_0$  (Versuche:  
01B-Serie,  $p_0 = 25 \text{ bar}$  )

### Parameter $B$

Die empirische Kriechkonstante  $B$  (Shirato et al. 1986 b) für die extrahierten Zuckerrübenschnitzel ist für extrahierte Zuckerrübenschnitzel annähernd unabhängig von der Einwaage (Abb. 4.1-3d). Dieses Ergebnis stimmt mit der Definition von  $B$  (s. Gl.(3.2-10c)) überein. Nach der Berechnung für anorganische Gemische („Korean-Kaolin-Solka Flocc Mix“) bleibt  $B$  bei ausreichendem Druck  $p_0$  auch unabhängig von  $\omega_0$ :  $B = 0.02$  für  $\omega_0 = 0.547$  bis  $0.776$  cm ( $p_0 = 0.98$  bis  $68.6$  bar) (Murase et al. 1989).

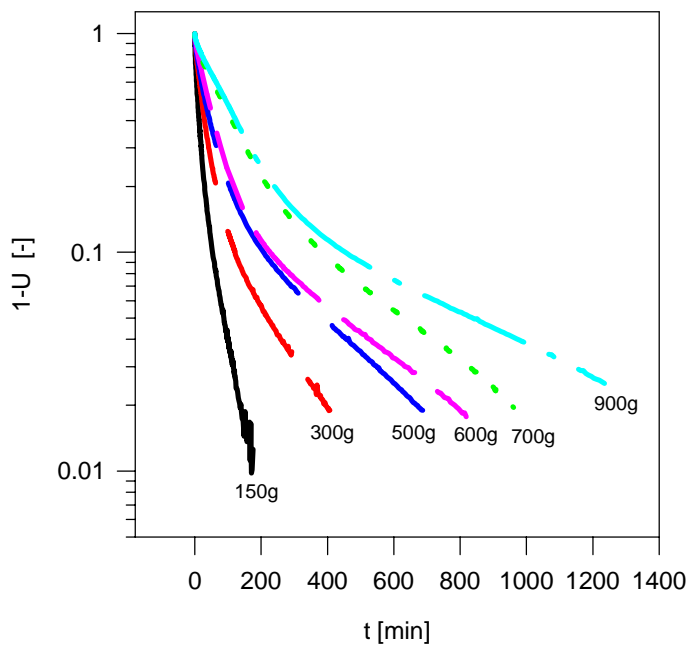


**Abb. 4.1-3d**

Unabhängigkeit der Kriechkonstante  $B$  im Modell nach Shirato et al. vom Feststoffvolumen  $\omega_0$  (Versuche: 01B-Serie.  $p_0 = 25$  bar )

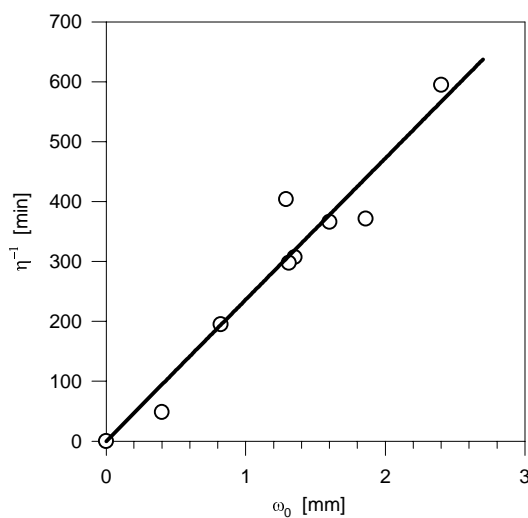
### Parameter $\eta$

Für anorganische Feststoff-Flüssigkeit-Gemische (z.B. „Korean-Kaolin“) hängt der mit Gl. (3.2-10a) berechnete Wert von  $\eta$  - wie theoretisch zu erwarten - *nicht* vom Feststoffvolumen  $\omega_0$  (bzw. der Einwaage) ab (Shirato et al. 1978, 1986a). Daher kann der viskoelastische Parameter  $\eta$  mit der vereinfachten kinetischen Gleichung ermittelt werden. Die Anwendung des Shirato-Modells auf die Entwässerung von Zuckerrübenschnitzeln zeigt dagegen, daß der später erreichte lineare Abfall von  $\ln(1-U)$  gegenüber der Zeit  $t$ , je nach der Einwaage, unterschiedlich groß ist (Abb. 4.1-3e). Der dieser Steigung entsprechende Parameter  $\eta$  zeigt in der reziproken Auftragung gegen der Schnitzleinwaage eine lineare Abhängigkeit (Abb. 4.1-3f). Der mit Gl. (3.2-10a) berechnete Parameter  $\eta$  ist also für extrahierte Zuckerrübenschnitzel kein materialspezifischer Parameter.



**Abb. 4.1-3e**

Aufragung von  $\ln(1-U)$  gegen  $t$   
für die Versuche mit  
verschiedener  
Schnitzleinwaage  
(Versuchsserie: 01B,  $p_0 = 25$   
bar)



**Abb. 4.1-3f**

Viskoelastischer Parameter  $\eta$   
des Modells nach Shirato et al.  
als Funktion des  
Feststoffvolumens  $\omega_0$   
(Versuchsserie: 01B,  $p_0 = 25$   
bar)

### 4.1.3 Einfluß des Drucks auf die Modellparameter

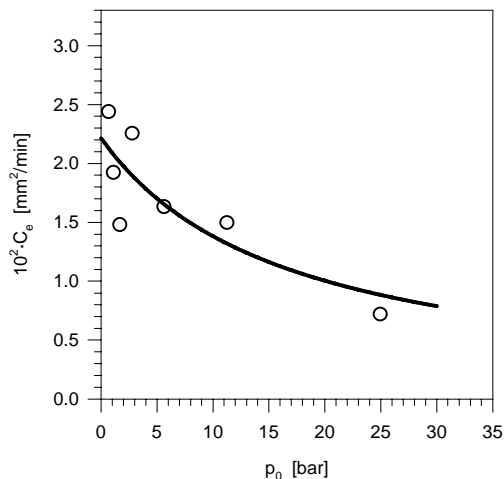
Die Druckabhängigkeit der Modellparameter  $\eta$ ,  $B$ ,  $h_E$  und  $C_e$  wird über die Versuche mit gleicher Einwaage  $M_0$  unter verschiedenem konstantem Druck  $p_0$  ermittelt. Tab. 4.1-2 stellt die Ergebnisse dar.

**Tab. 4.1-2 Parameter**  $\eta$ ,  $B$ ,  $h_E$  und  $C_e$  im Modell nach Shirato et al. für Versuche mit gleicher Schnitzleinwaage  $M_0$  unter verschiedenen konstantem **Druck**  $p_0$  (Schnitzelbehandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ )

Experimentelle Zahlen						Modellparameter				
Versuch	$p_0$	$M_0$	$TS_a$	$\omega_0$	$h_0$	$\eta \times 10^3$	$B$	$h_E$	$C_e$	$\gamma$
	bar	g	%	mm	mm	$\text{min}^{-1}$	-	mm	$\text{mm}^2 \text{min}^{-1}$	-
17B0150	0.7	500	7.392	1.29	19.57	10.7	0.437	10.65	0.0244	3.4
17B0250	1.1	500	7.375	1.28	19.06	5.94	0.296	7.95	0.0192	4.9
17B0350	1.7	500	7.623	1.33	20.04	3.84	0.186	7.11	0.0148	5.4
17B0550w	2.8	500	7.182	1.25	19.64	6.82	0.317	6.17	0.0225	5.2
17B1050	5.6	500	7.256	1.27	22.04	3.26	0.230	5.12	0.0163	7.7
17B2050	11.3	500	7.970	1.28	22.36	2.18	0.132	4.12	0.0149	10
17B4450	25.0	500	7.472	1.31	21.86	2.29	0.263	3.58	0.0072	4.5

#### Parameter $C_e$

Während der Konsolidierungskoeffizient  $C_e$  für die Entwässerung anorganischer Suspensionen („Korean-Kaolin“) mit dem angewandten Druck  $p_0$  ansteigt (Shirato et al. 1987b), zeigt er für die extrahierten Zuckerrübenschnitzel eine entgegengesetzte Abhängigkeit (Abb. 4.1-4a). Bei diesem Vergleich ist zu berücksichtigen, daß das anorganische Material durch  $C_e$ -Werte im Bereich 450 bis 960  $\text{mm}^2/\text{min}$ , die Rübenschnitzel durch  $C_e$ -Werte im Bereich 0.7 bis 2.5  $\text{mm}^2/\text{min}$  charakterisiert sind.



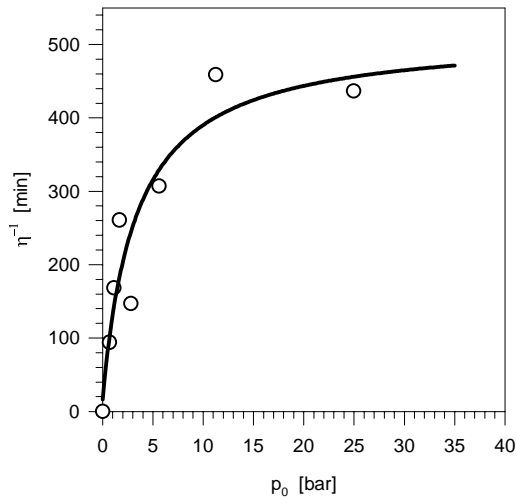
**Abb. 4.1-4a**

Druckabhängigkeit des  
Konsolidierungskoeffizienten  
 $C_e$  (Versuche: 17B-Serie,  $M_0 =$   
500 g)

#### Parameter $\eta$

Die für die Entwässerung von „Korean-Kaolin“ berechneten Werte von  $\eta$  hängen *nicht* vom Druck  $p_0$  ab (Shirato et al. 1978, 1979, 1986b). Für Zuckerrübenschnitzel sieht man eine deutliche Abhängigkeit zwischen  $\eta$  und dem Druck  $p_0$  (Tab. 4.1-2; Abb. 4.1-4b): Während der Druck von 0.68 auf 25 bar steigt, sinkt  $\eta$  für Zuckerrübenschnitzel von  $10.7 \cdot 10^{-3}$  auf  $2.29 \cdot 10^{-3} \text{min}^{-1}$ , obwohl die Zuckerrübenschnitzel  $\eta$ -Werte in gleicher Größenordnung wie „Korean-Kaolin“ haben. Für „Korean-Kaolin“ wurde  $\eta = 3.18 \cdot 10^{-3} \text{min}^{-1} (\pm 2 \%)$  im Druckbereich von 1.3 bis 196 bar gefunden (Shirato et al. 1979).





**Abb. 4.1-4b**

Druckabhängigkeit des viskoelastischen Parameters  $\eta$  im Modell nach Shirato et al. (Versuche: 17B-Serie,  $M_0 = 500$  g)

### Parameter $B$

Um sich die Bedeutung des Parameters  $B$  klar zu machen, geht man zurück zu Gl. (3.2-10a). Der erste Term auf der rechten Seite dieser Gleichung bezieht sich auf die primäre Konsolidierung; der zweite Term steht für die sekundäre Konsolidierung. Mit anderen Worten gilt

$$\frac{V}{V_E} = \frac{V_{pc}}{V_E} + \frac{V_{sc}}{V_E}, \quad (4.1-2a)$$

$$\frac{V_{pc}}{V_E} \equiv (1-B) \cdot \left[ 1 - \sum_{n=1}^{\infty} a_n \cdot \exp\left(-\frac{2a_n C_e}{\omega_0} \cdot t\right) \right], \quad (4.1-2b)$$

$$\frac{V_{sc}}{V_E} \equiv B \cdot [1 - \exp(-\eta \cdot t)]. \quad (4.1-2c)$$

$V_{pc}$ ,  $V_{sc}$  von der primären (Index pc) bzw. sekundären (Index sc) Konsolidierung  
ausgepreßtes Flüssigkeitsvolumen zur Zeit  $t$

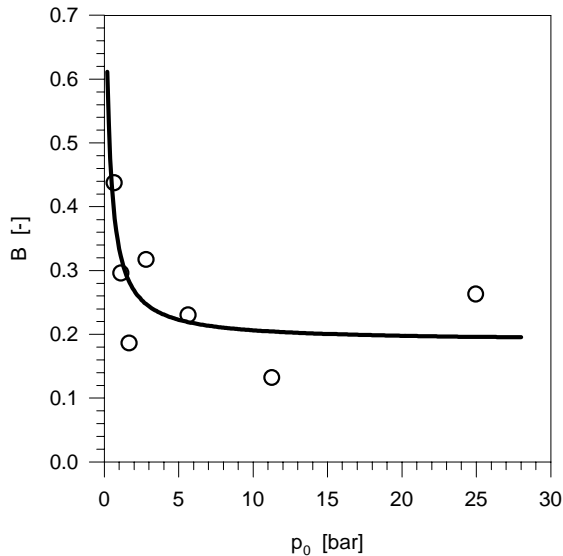
$V_E$  das maximale Volumen der ausgepreßten Flüssigkeit ( $t = \infty$ )

Zur Zeit  $t = \infty$  gilt für das vom Kriechen erreichte maximale Volumen  $V_{sc, \max}$  der ausgepreßten Flüssigkeit nach Gl. (4.1-2c) und (3.2-10c):

$$V_{sc, \max} / V_E = B \equiv a_c / (a_E + a_c). \quad (4.1-2d)$$

$V_{sc, \max}$  maximales Volumen der von sekundärer Konsolidierung entfernter Flüssigkeit

Deswegen beschreibt der Parameter  $B$  den auf das maximale gesamte Volumen der ausgepreßten Flüssigkeit  $V_E$  bezogenen maximalen Volumenanteil der von sekundärer Konsolidierung entfernten Flüssigkeit. Man bezeichnet  $B$  als Kriechkonstante (Shirato et al. 1986b). Für „Korean-Kaolin“ beträgt der Mittelwert von  $B$  0.03 für den angewandten Druck  $p_0$  im Bereich 1.3 bis 196 bar (Shirato et al. 1978). Abb. 4.1-4c stellt die ähnlichen Ergebnisse für extrahierte Zuckerrübenschnitzel dar.



**Abb. 4.1-4c**

Druckabhängigkeit der  
Kriechkonstante  $B$  im Modell  
nach Shirato et al. (Versuche:  
17B-Serie,  $M_0 = 500$  g)

#### Parameter $h_E$

Die Endhöhe  $h_E$  ( $t = \infty$ ) als der vierte Modellparameter beschreibt das uniforme Material im Gleichgewichtszustand unter dem Druck  $p_0$  und ist auf die Elastizität des Feststoffs zurückzuführen. Die elastische Eigenschaft wird von zwei Modellparametern, nämlich  $E_1$  für die primäre und  $E_2$  für die sekundäre Konsolidierung, berücksichtigt.

Das Modell nach Shirato et al. wird durch folgende Gleichung repräsentiert (Buttersack 1994b):

$$E_1 \cdot \mu_2 \cdot (d\varepsilon / dt) + E_1 \cdot E_2 \cdot \varepsilon = (E_1 + E_2) \cdot p_s + \mu_2 \cdot (dp_s / dt).$$

$\varepsilon$  Volumendehnung

Nach unendlich langer Preßzeit verschwinden die zeitabhängigen Terme und man erhält eine einfache Proportionalität zwischen  $p_s$  und  $\varepsilon$ , was der Auftragung von  $h_E$  bzw.  $\varepsilon_E$  gegen  $p_0$  (Abb. 4.1-4d) klar widerspricht.

Wollte man den Endzustand oder die nicht-lineare Elastizität beschreiben, kann man von der folgenden häufig benutzten empirischen Potenzfunktion ausgehen (Tiller und Leu 1980):

$$e_E + 1 = (e_0 + 1) \cdot \left( 1 + \frac{p_s}{p_a} \right)^{-\beta} \quad (\beta > 0) \quad (4.1-3)$$

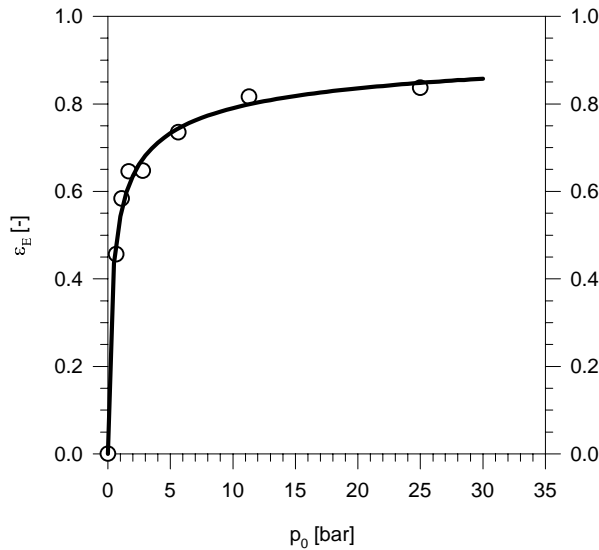
$e_E$  Leerraumverhältnis zur Zeit  $t = \infty$

$e_0$  beschreibt den Anfangszustand ( $h = h_0$ ), bei dem  $p_s = 0$  gilt

$p_s$  Feststoffdruck, für  $t = \infty$  gilt  $p_s = p_0$

$p_a$  empirische Konstante

$\beta$  spezifische Konstante des Feststoffs



**Abb. 4.1-4d**

Nicht-lineare Elastizität des  
uniformen Preßkuchens ( $t = \infty$ )  
(Versuche: 17B-Serie,  $M_0=500$   
g)

Nach Einsetzen von

$$\frac{1 + e_E}{1 + e_0} = \frac{h_E}{h_0} = 1 - \varepsilon_E$$

$h_0$  Starthöhe des Prozesses,  $h_0$  kann experimentell bestimmt werden:  $h_0 = h(p \rightarrow p_0)$ ,  
dies wird als  $h_0 = h(p_0)$  bezeichnet.

$\varepsilon_E$  negative Dehnung zur Zeit  $t = \infty$ ,  $\varepsilon_E \equiv (h_0 - h_E)/h_0$

in Gl. (4.1-2) folgt dann

$$\varepsilon_E = 1 - \left( 1 + \frac{p_0}{p_a} \right)^{-\beta} \quad (t = \infty; \beta > 0). \quad (4.1-4)$$

Die Parameter  $\beta$  und  $p_a$  können aus dem Endzustand, nämlich mit  $h_E$  bzw.  $\varepsilon_E$  ermittelt werden. Die berechneten Werte für die Zuckerrübenschnitzel sind:  $\beta = 0.35 \pm 10 \%$ ;  $p_a = 0.12 \text{ bar} \pm 32 \%$  (Versuchsserie 17B, Abb. 4.4-4d).

Die nicht-lineare Elastizität zur Zeit  $t = \infty$  weist auf einen inneren, theoretischen Widerspruch des Shirato-Modells hin, dem eine lineare Elastizität zugrunde liegt.

Verhältnis der Retardationszeiten  $\gamma$

Das Verhältnis der primären zur sekundären Retardationszeit  $\gamma \equiv C_e(\pi/2\omega_0)^2/\eta$  ist für Zuckerrübenschnitzel viel kleiner ( $\gamma = 3$  bis  $10$ , Tab. 4.1-2) als für anorganische Suspensionen (z.B. „Korean-Kaolin“,  $\gamma = 318$ , Shirato et al. 1974). Man sieht hier auch, daß die vereinfachte Lösung des Terzaghi-Voigt-Modells (Gl. (3.2-10a)) für die Schnitzelabpressung mit einer größeren Unsicherheit behaftet ist.

#### 4.1.4 Gesamtergebnis

Die Kalkulationsfehler des Modells bleiben im Bereich  $\pm 5 \%$ . Die Analyse der Modellparameter  $C_e$ ,  $\eta$  und  $h_E$  als Funktion der Einwaage und des angewandten äußeren Drucks hat jedoch theoretische Widersprüche aufgezeigt.

Die Voraussetzung der Anwendung der vereinfachten kinetischen Gleichung (3.2-10a) ist für die Abpressung extrahierter Zuckerrübenschnitzel nicht gegeben, weil der aus dieser Gleichung ermittelte viskoelastische Parameter  $\eta$  von der Schnitzeleinwaage abhängt.

Der viskoelastische Parameter  $\eta$  und der modifizierte Konsolidierungskoeffizient  $C_e$  nehmen mit zunehmendem Druck  $p_0$  ab, die empirische Kriechkonstante  $B$  bleibt bei ausreichend großem Druck  $p_0$  von  $p_0$  unabhängig. Die Endhöhe  $h_E$  zeigt die nicht-lineare Elastizität des Materials beim Gleichgewichtszustand unter dem Druck  $p_0$  im Bereich von 0 bis 25 bar. Dies widerspricht der dem Modell zugrunde gelegten Annahme linearer Elastizität (Sorensen et al. 1996), läßt sich aber mit der Potenzfunktion nach Tiller und Leu (1980) empirisch beschreiben.

Der modifizierte Konsolidierungskoeffizient  $C_e$  nimmt mit zunehmender Schnitzeleinwaage  $M_0$  zu und ist deswegen auch kein materialspezifischer Parameter. Die empirische Kriechkonstante  $B$  ist bei ausreichend großem Druck  $p_0$  unabhängig von der Schnitzeleinwaage  $M_0$ . Die auf die reine Trockenmasse bezogene Endhöhe  $h_E/m_s$  beschreibt den gemeinsamen Endzustand des Prozesses unter Druck und damit die elastischen Eigenschaften des Materials.

## 4.2 Prüfung des Modells nach Lanoisellé et al.

### 4.2.1 Berechnung der Modellparameter

Mit der Bedingung, daß die primäre Konsolidierung viel schneller als die sekundäre ist, nämlich  $t_{R,II} / t_{R,I} \gg 1$ , erhält man die vereinfachte kinetische Gleichung des Modells nach Lanoisellé et al.:

$$1 - U = \frac{1}{\delta} \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp(-t / t_{R,0}) + \frac{\delta_1}{\delta} \exp(-t / t_{R,1}) + \frac{\delta_2}{\delta} \exp(-t / t_{R,2}) + \frac{\delta_3}{\delta} \exp(-t / t_{R,3}) \quad (3.3-11a)$$

$$1 - U = \frac{h - h_E}{h_0 - h_E}$$

$$a_n = \frac{32 \cdot (-1)^{n+1}}{\pi^3 \cdot (2n-1)^3}, \quad n = 1, 2, \dots \quad (a_1 = 32/31; a_2 = -32/837.2, \dots) \quad (3.3-11b)$$

$\delta_1, \delta_2, \delta_3$  relativer Kompressionsmodul des Zwischenraums zwischen den Teilchen, des interzellularen und intrazellularen Raums

$$\delta_1 = \frac{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1E}}{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1C}} \quad (3.3-11d)$$

$$\delta_2 = \frac{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1E}}{-(\partial p_s / \partial e_2)} \quad (3.3-11e)$$

$$\delta_3 = \frac{-(\partial p_s / \partial e_1)_{1E}}{-(\partial p_s / \partial e_3)} \quad (3.3-11f)$$

$$\delta = 1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3 \quad (3.3-11g)$$

Dabei sind  $t_{R,0}$ ,  $t_{R,1}$ ,  $t_{R,2}$ ,  $t_{R,3}$ ,  $\delta_1$ ,  $\delta_2$ ,  $\delta_3$  und  $h_E$  die 8 Modellparameter.

Gl. (3.3-11a) kann mit der Annahme  $t_{R,0} \ll t_{R,1} \ll t_{R,2} \ll t_{R,3}$  nach langer Preßzeit, nämlich  $t \gg t_{R,2}$ , weiter vereinfacht werden (Lanoisellé et al. 1996):

$$U_{k3} = 1 - C_3 \cdot \exp(-t / t_{R,3}). \quad (4.2-1a)$$

$$C_3 = \frac{\delta_3}{1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3} \quad (4.2-1b)$$

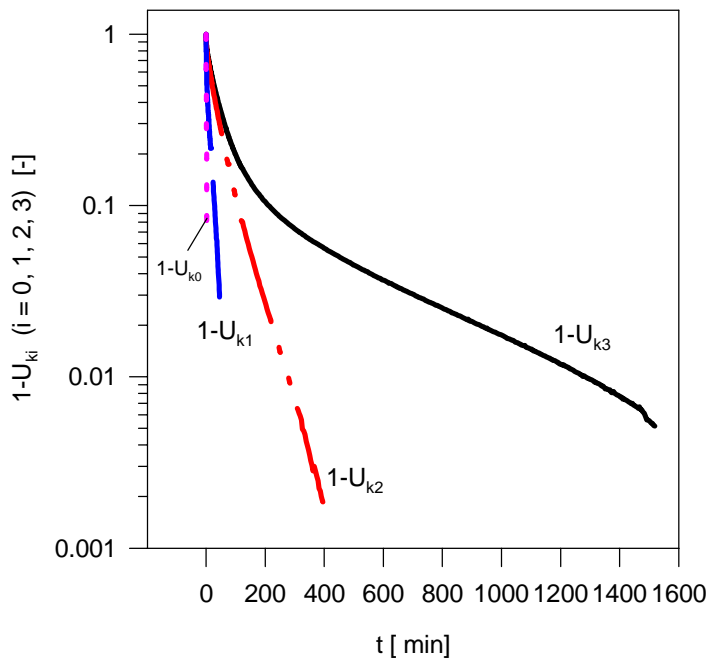
$U_{k3}$  Entwässerungsgrad bei langer Preßdauer ( $t \gg t_{R,2}$ ). Nach Gl. (3.3-11a) gilt für  $t \gg t_{R,2}$

$$U_{k3} \equiv \frac{V}{V_E} = \frac{h_0 - h}{h_0 - h_E} \quad (4.2-1c)$$

$t_{R,3}$  Retardationszeit bei der Deformation des intrazellularen Raums

Dies bedeutet, daß nach langer Preßzeit die Deformation und Entwässerung des **intrazellularen** Raums dominiert (Lanoisellé et al. 1996).

Wie in Abb. 4.2-1a angedeutet wird, ergibt die Auftragung von  $\ln(1-U_{k3})$  gegen  $t$  für  $t > t_{III}$  ( $t_{III} = 400$  min für den Versuch 17B2050) eine Gerade. Die Parameter  $C_3$ ,  $t_{R,3}$  und  $h_E$  können mit den Meßpunkten im Bereich  $t > t_{III}$  ( $t \gg t_{R,2}$ ) bestimmt werden.



**Abb. 4.2-1a**

Bestimmung der Parameter im Modell nach Lanoisellé et al. (Versuch: 17B2050)

Wird mit

$$U_{k2} = \frac{U_{k3} - C_3 \cdot [1 - \exp(-t / t_{R,3})]}{1 - C_3} \quad (4.2-2)$$

ein korrigierter Entwässerungsgrad  $U_{k2}$  definiert, erhält man nach Umformung der Gl. (3.3-11a) für  $t \gg t_{R,1}$ :

$$U_{k2} = 1 - C_2 \cdot \exp(-t / t_{R,2}), \quad (4.2-3a)$$

$$C_2 = \frac{\delta_2}{1 + \delta_1 + \delta_2} \quad (4.2-3b)$$

Nutzt man den linearen Teil der Auftragung von  $\ln(1-U_{k2})$  gegen  $t$ , nämlich die Meßpunkte im Bereich  $t_{II} < t < t_{III}$ , können die Parameter  $C_2$ ,  $t_{R,2}$  bestimmt werden (für Versuch 17B2050,  $t_{II} = 50$ ,  $t_{III} = 400$  min. s. Abb. 4.2-1a).  $U_{k2}$  beschreibt die Deformation und Entwässerung des **interzellularen** Raums.

Definiert man einen weiteren korrigierten Entwässerungsgrad durch

$$U_{k1} = \frac{U_{k2} - C_2 \cdot [1 - \exp(-t / t_{R,2})]}{1 - C_2}, \quad (4.2-4)$$

erhält man nach Umformung der Gl. (3.3-11a):

$$U_{k1} = 1 - C_1 \cdot \exp(-t / t_{R,1}) \quad (4.2-5a)$$

$$G_1 = \frac{\delta_1}{1 + \delta_1} \quad (4.2-5b)$$

Die Parameter  $C_1$  und  $t_{R,1}$  können durch den linearen Teil der Auftragung von  $\ln(1-U_{k1})$  gegen  $t$ , nämlich die Meßpunkte im Bereich  $t_I < t < t_{II}$ , bestimmt werden (für Versuch 17B2050,  $t_{II} = 50$ ,  $t_I = 3$  min. s. Abb. 4.2-1a).  $U_{k1}$  beschreibt die sekundäre Konsolidierung, nämlich das **Kriechen des Zwischenteilchenraums**.

Für die **elastische Deformation des Zwischenteilchenraums** benutzt man den vierten korrigierten Entwässerungsgrad:

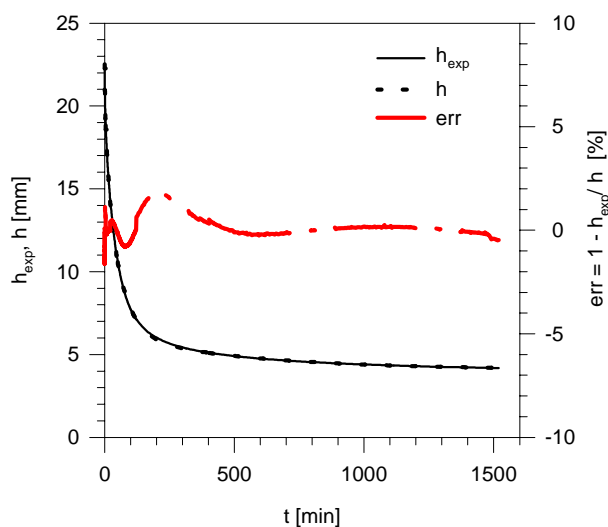
$$U_{k0} = \frac{U_{k1} - C_1 \cdot [1 - \exp(-t / t_{R,1})]}{1 - C_1} \quad (4.2-6)$$

und erhält so nach Umformung der Gl. (3.3-11a):

$$U_{k0} = 1 - \exp(-t / t_{R,0}). \quad (4.2-7)$$

Der Term  $-1/t_{R,0}$  entspricht dann der Steigung der Auftragung von  $\ln(1-U_{k0})$  gegen  $t$  ( $0 < t < t_I$ ).

Die typische experimentelle und berechnete Preßkuchenhöhe sowie die Abweichung des modellierten Verlaufs werden in Abb. 4.2-1b angedeutet.



**Abb. 4.2-1b**

Experimentelle ( $h_{exp}$ ) und mit dem Modell nach Lanoisellé et al. berechnete ( $h$ ) Preßkuchenhöhe unter konstantem Druck sowie die Abweichung des modellierten Verlaufs ( $err$ ) für die Abpressung extrahierter Zuckerrübenschnitzel (Versuch: 17B2050)

Aus  $C_1$ ,  $C_2$  und  $C_3$  lassen sich die drei relativen Kompressionsmoduln  $\delta_1$ ,  $\delta_2$  und  $\delta_3$  für den Zwischenteilchenraum, interzellularen und intrazellularen Raum mit Gl. (4.2-1b), (4.2-3b) und (4.2-5b) bestimmen.

Die 8 Modellparameter ( $h_E$ ,  $t_{R,0}$ ,  $t_{R,1}$ ,  $t_{R,2}$ ,  $t_{R,3}$ ,  $\delta_1$ ,  $\delta_2$ , und  $\delta_3$ ) für die Versuche unter verschiedenen konstanten Drücken, nämlich  $p_0 = 1.8$ , 5.7 und 11.3 bar sind in Tab. 4.2-1 zusammengestellt.

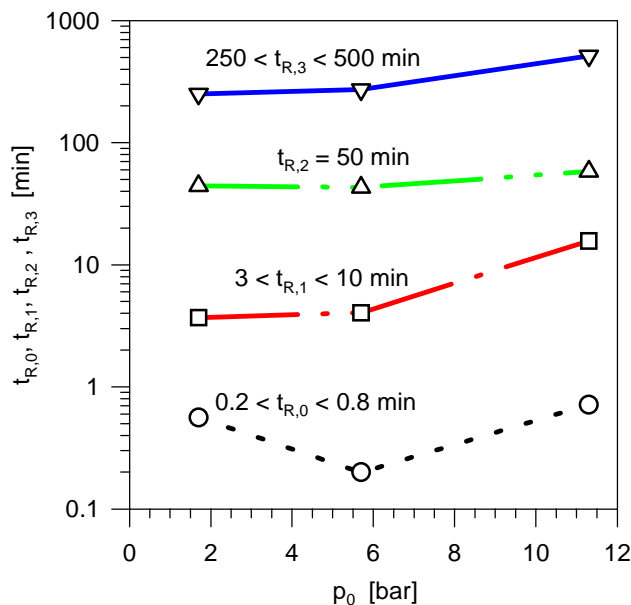
**Tab. 4.2-1 Parameter** des Modells nach Lanoisellé et al. für Versuche mit 500 g Schnitzleinwaage unter verschiedenem konstanten **Druck**  $p_0$  (Schnitzelbehandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ )

Experimentelle Daten			Modellparameter								
Versuch	$p_0$	$h_0$	$t_{R,0}$	$t_{R,1}$	$t_{R,2}$	$t_{R,3}$	$\delta_1$	$\delta_2$	$\delta_3$	$h_E$	$t_{R,1}/t_{R,0}$
	bar	mm	min	min	min	min	-	-	-	mm	-
17B0350	1.7	26.04	0.56	3.7	44.2	251	1.89	4.00	1.05	7.11	7
17B1050	5.7	22.36	0.20	4.0	43.0	273	2.27	4.97	2.16	5.18	20
17B2050	11.3	22.52	0.71	15.7	58.2	515	1.30	4.07	0.86	4.08	22

#### 4.2.2 Retardationszeiten $t_{R,0}$ , $t_{R,1}$ , $t_{R,2}$ , $t_{R,3}$

Die berechneten Retardationszeiten  $t_{R,0}$ ,  $t_{R,1}$ ,  $t_{R,2}$ ,  $t_{R,3}$  stimmen einerseits mit der Annahme  $t_{R,0} \ll t_{R,1} \ll t_{R,2} \ll t_{R,3}$  überein (Abb. 4.2-2a) und nehmen andererseits mit zunehmendem Druck  $p_0$  zu (s. Tab. 4.2-1).

Der Bedingung  $t_{R,0} \ll t_{R,1} \ll t_{R,2} \ll t_{R,3}$  entsprechend ist die Flüssigkeit im Zwischenteilchenraum am schnellsten, im interzellularen Raum langsamer und im intrazellularen Raum am langsamsten entfernt worden. Für die Versuchsserie 17B wird dies in Abb. 4.2-2a angedeutet. Die Ergebnis bedeutet, daß in der Technik kaum intrazelluläres Wasser abgepreßt werden würde (s. a. Abb. 4.2-2c).

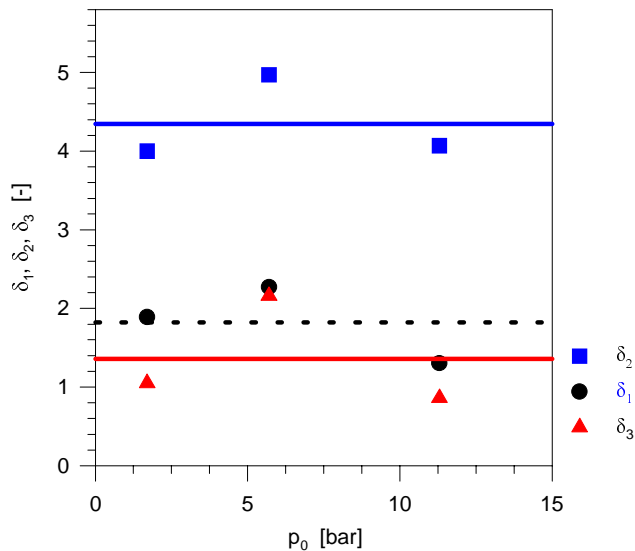


**Abb. 4.2-2a**

Druckabhängigkeit der Retardationszeit der elastischen ( $t_{R,0}$ ), der viskoelastischen ( $t_{R,1}$ ) Deformation des Zwischenteilchenraums und der Deformation des interzellularen ( $t_{R,2}$ ) bzw. intrazellularen Raums ( $t_{R,3}$ )

### 4.2.3 Festigkeit verschiedener Hohlräume

Der relative Kompressionsmodul des Zwischenteilchenraums ( $\delta_1$ ), interzellularen Raums ( $\delta_2$ ) bzw. intrazellularen Raums ( $\delta_3$ ) ist im wesentlichen unabhängig vom Druck  $p_0$  (Abb. 4.2-2b).



**Abb. 4.2-2b**

Relativer Kompressionsmodul des Zwischenteilchenraums ( $\delta_1$ ), interzellularen Raums ( $\delta_2$ ) bzw. intrazellularen Raums ( $\delta_3$ ) als Funktion des Drucks  $p_0$

Die Festigkeit  $(\partial p_s / \partial e_1)_c$  des Zwischenteilchenraums beim Kriechen (die elastische Eigenschaft des Voigt-Elements) ist nach Gl. (3.3-11d) proportional zu  $(1/\delta_1)$ . Ebenso ist die Festigkeit  $(\partial p_s / \partial e_2)$  des interzellularen Raums nach Gl. (3.3-11e) proportional zu  $(1/\delta_2)$  und die Festigkeit  $(\partial p_s / \partial e_3)$  des intrazellularen Raums nach Gl. (3.3-11f) proportional zu  $(1/\delta_3)$ . Daher gilt die Reihe der Festigkeiten der drei verschiedenen spezifischen Räume (s. Tab. 4.2-2):

**Intrazellular ( $\delta_3^{-1}$ ) > Zwischenteilchen ( $\delta_1^{-1}$ ) > Interzellulär ( $\delta_2^{-1}$ )**

**Tab. 4.2-2** Reziproke Kompressionsmoduln als Festigkeit der drei Leerräume und daraus ausgepreßte maximale Flüssigkeitsvolumina

Experimentelle Daten			Berechnete Zahlen					
Versuch	$p_0$	$TS_{F,exp}$	$1/\delta_1$	$1/\delta_2$	$1/\delta_3$	$V_{1,max}'$	$V_{2,max}'$	$V_{3,max}'$
	bar	%	-	-	-	mm	mm	mm
17B0350	1.7	27.76	0.529	0.250	0.952	7.00	9.46	2.46
17B1050	5.7	34.53	0.441	0.201	0.463	5.32	8.23	3.60
17B2050	11.3	43.73	0.769	0.246	1.16	5.90	10.3	2.21

### 4.2.4 Spezifische Volumina verschiedener Hohlräume

Um die drei spezifischen Volumina vergleichen zu können, wird die kinetische Gleichung (3.3-11a) in folgende Gleichung umformt (s. a. Lanoisellé et al. 1996):

$$U = \frac{V_1'}{V_E} + \frac{V_2'}{V_E} + \frac{V_3'}{V_E}, \quad (4.2-8)$$

dabei ist



$$\frac{V_1'}{V_E} = \frac{1}{\delta} \left( 1 - \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp(-t / t_{R,n}) \right) + \frac{\delta_1}{\delta} [1 - \exp(-t / t_{R,1})], \quad (4.2-9a)$$

$$\frac{V_2'}{V_E} = \frac{\delta_2}{\delta} [1 - \exp(-t / t_{R,2})], \quad (4.2-9b)$$

$$\frac{V_3'}{V_E} = \frac{\delta_3}{\delta} [1 - \exp(-t / t_{R,3})]. \quad (4.2-9c)$$

Gl. (4.2-9a) beschreibt den Beitrag der elastischen und viskoelastischen Verformung des Zwischenteilchenraums ( $V_1'/V_E$ ) zum gesamten Entwässerungsgrad  $U$ , während Gl. (4.2-9b) und Gl. (4.2-9c) sich auf den interzellularen bzw. den intrazellularen Raum beziehen. Bei  $t = \infty$  erreicht  $V_i'$  ( $i = 1, 2, 3$ ) das Maximum  $V_{i, \max}'$  ( $i = 1, 2, 3$ ).

Deswegen beschreibt das folgendermaßen definierte relative Restwasser  $RW_1$

$$RW_1 = \frac{V_{1, \max}'}{V_E} - \frac{V_1'}{V_E} \quad (4.2-10a)$$

die aus dem Zwischenteilchenraum auspreßbare relative Flüssigkeitsmenge zur Zeit  $t$ . Ebenso stellt

$$RW_2 = \frac{V_{2, \max}'}{V_E} - \frac{V_2'}{V_E} \quad (4.2-10b)$$

die relative Restwassermenge dar, die zur Zeit  $t$  aus dem interzellularen Leerraum entfernbar ist. Für die zur Zeit  $t$  noch aus dem intrazellularen Leerraum zu entfernende relative Flüssigkeitsmenge  $RW_3$  gilt

$$RW_3 = \frac{V_{3, \max}'}{V_E} - \frac{V_3'}{V_E}. \quad (4.2-10c)$$

Für das unter dem Druck  $p_0$  aus dem Zwischenteilchenraum ausgepreßte maximale ( $t = \infty$ ) Flüssigkeitsvolumen  $V_{1, \max}'$  gilt nach Gl. (4.2-9a):

$$\frac{V_{1, \max}'}{V_E} = \frac{1 + \delta_1}{1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3}, \quad (4.2-11a)$$

für das maximale aus dem interzellularen Raum ausgepreßte Flüssigkeitsvolumen  $V_{2, \max}'$  nach Gl. (4.2-9b)

$$\frac{V_{2, \max}'}{V_E} = \frac{\delta_2}{1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3} \quad (4.2-11b)$$

und für das maximale aus den Zellen abgepreßte Flüssigkeitsvolumen  $V_{3, \max}'$  nach Gl. (4.2-9c)

$$\frac{V_{3, \max}'}{V_E} = \frac{\delta_3}{1 + \delta_1 + \delta_2 + \delta_3}. \quad (4.2-11c)$$

Mit den Gl. (4.2-11a, b und c) folgt

$$h_0 - h_E \equiv V_E = V_{1, \max}' + V_{2, \max}' + V_{3, \max}'. \quad (4.2-11d)$$

Nach Einsatz von Gl. (4.2-11a) und (4.2-9a) in Gl. (4.2-10a) folgt

$$RW_1 = \frac{1}{\delta} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} a_n \exp(-t / t_{R,0}) + \frac{\delta_1}{\delta} \cdot \exp(-t / t_{R,1}). \quad (4.2-12a)$$

Analog erhält man aus Gl. (4.2-11b), (4.2-9b) und (4.2-10b)

$$RW_2 = \frac{\delta_2}{\delta} \cdot \exp(-t / t_{R,2}) \quad (4.2-12b)$$

bzw. aus Gl. (4.2-11c), (4.2-9c) und (4.2-10c)

$$RW_3 = \frac{\delta_3}{\delta} \cdot \exp(-t / t_{R,3}). \quad (4.2-12c)$$

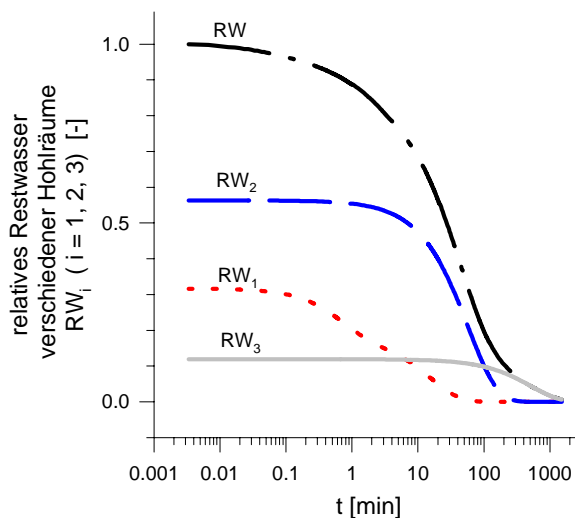
Mit der folgenden Definition:

$$RW = RW_1 + RW_2 + RW_3 \quad (4.2-12d)$$

sowie Gl. (4.2-8), (4.2-10a, b, c) und (4.2-11d) erhält man

$$RW = 1 - U. \quad (4.2-12e)$$

Offensichtlich bezieht sich  $RW$  auf die gesamte auspreßbare Flüssigkeitsmenge zur Zeit  $t$ . Abb. 4.2-2c stellt den mit Gl. (4.2-12e) bzw. Gl. (4.2-12a, b, c) berechneten Verlauf des gesamten ( $RW$ ) bzw. des in verschiedenen Leerräumen verbleibenden Restwassers ( $RW_i$ ,  $i = 1, 2, 3$ ) dar. Daraus ist ersichtlich, daß die Entwässerung der Flüssigkeit im jeweiligen Leerraum zur verschiedenen Zeiten anfängt, für den Zwischenteilchenraum bei 0 min, für den interzellularen Raum bei etwa 5 min und für den intrazellularen Raum bei etwa 30 min.



**Abb. 4.2-2c**

relatives Restwasser  $RW_i$  im  
Zwischenteilchenraum ( $i=1$ ),  
interzellularen ( $i=2$ ) und  
Intrazellularen Raum ( $i=3$ )  
(Versuch: 17B2050)

Die drei auf die Querschnittsfläche  $A_p$  des Preßstempels (Durchmesser 150 mm) bezogenen Volumina  $V'_{i,max}$  ( $i=1, 2, 3$ ) lassen sich dann aus  $h_0$ ,  $h_E$ ,  $\delta_1$ ,  $\delta_2$  und  $\delta_3$  berechnen und sind in Tab. 4.2-2 zusammengestellt. Die Ergebnisse zeigen, daß das aus dem interzellularen Raum ausgepreßte Flüssigkeitsvolumen größer als das aus dem intrazellularen Raum ist, nämlich

$$V'_{2,max} > V'_{3,max}. \quad (4.2-13)$$

Die lichtmikroskopischen Aufnahmen der Zellen der extrahierten Zuckerrübenschnitzel haben gezeigt, daß auf einer Fläche von  $0.1 \text{ mm}^2$  etwa 40 Zellen (Durchmesse zwischen 40 bis 60  $\mu\text{m}$ ) zu erkennen sind und daß die

Interzellularen -- in jedem pflanzlichen Gewebe -- deutlich kleiner sind als die Zellen ( $V_2 < V_3$ ) (Steinert et al. 1990b). Die mit dem Modell berechneten Volumenanteile  $V_{2,\max}'$  und  $V_{3,\max}'$  stehen damit in Widerspruch zu einer experimentell gesicherten Tatsache.

#### 4.2.5 Gesamtergebnisse

Für die Abpressung der extrahierten Zuckerrübenschnitzel unter konstantem Druck  $p_0$  liegen die Kalkulationsfehler des Modells nach Lanoisellé et al. mit 8 Parametern im Bereich  $\pm 3 \%$ .

Die Retardationszeit der primären ( $t_{R,0}$ ), und sekundären ( $t_{R,1}$ ) Konsolidierung des Zwischenteilchenraums und die Retardationszeit der Deformation des interzellularen ( $t_{R,2}$ ) sowie des intrazellularen Raums ( $t_{R,3}$ ) nehmen mit zunehmendem Druck  $p_0$  zu. Der auf die elastische Deformation des Zwischenteilchenraums bezogene Kompressionsmodul für das Kriechen des Zwischenteilchenraums ( $\delta_1$ ), die Deformation des interzellularen ( $\delta_2$ ) bzw. des intrazellularen Raums ( $\delta_3$ ) bleibt bei der Druckänderung (1.7 bis 11.3 bar) etwa konstant.

Die Reihe der Festigkeit der drei verschiedenen spezifischen Räume lautet:

**Intrazellular ( $\delta_3^{-1}$ ) > Zwischenteilchen ( $\delta_1^{-1}$ ) > Interzellulär ( $\delta_2^{-1}$ ).**

Das mit dem Modell berechnete Volumen des interzellularen Leerraums ist größer als das Zellenvolumen und stimmt deswegen mit den gesicherten Kenntnissen über den Aufbau von pflanzlichem Gewebe – insbesondere mit dem der Zuckerrübe (Steinert et al. 1990b) -- nicht überein.

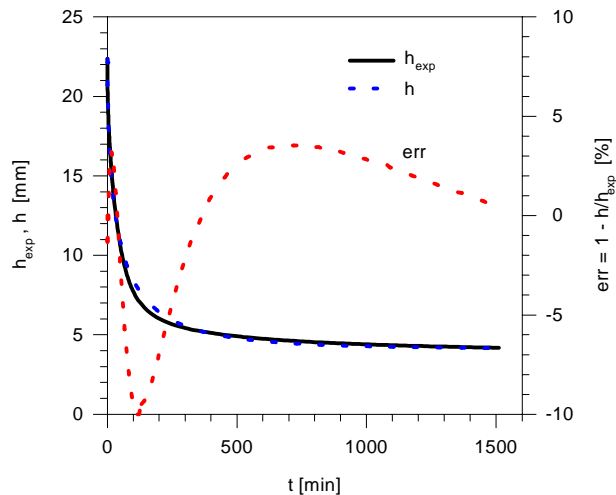
### 4.3 Prüfung des Modells nach Buttersack

Die kinetische Gleichung nach dem Zwei-Zonen-Modell lautet (s. Kap.3.4):

$$\ln(1-U) = \frac{R_0}{r} - \left[ \left( \frac{R_0}{r} \right)^2 + \frac{2p_0 t}{\mu_L r (h_0 - h_E)} \right]^{1/2} \quad (3.4-21)$$

$$1-U = \frac{h - h_E}{h_0 - h_E}$$

Dabei sind  $r$ ,  $R_0$  und  $h_E$  Modellparameter. Abb. 4.3-1 stellt den typischen Verlauf der experimentellen und berechneten Preßkuchenhöhen sowie die relative Abweichung des modellierten Höhenverlaufes dar.



**Abb. 4.3-1**

Die experimentelle ( $h_{\text{exp}}$ ) und mit dem Modell nach Buttersack berechnete ( $h$ ) Preßkuchenhöhe sowie die Abweichung ( $err$ ) des modifizierten Verlaufs unter konstantem Druck (Versuch: 17B2050)

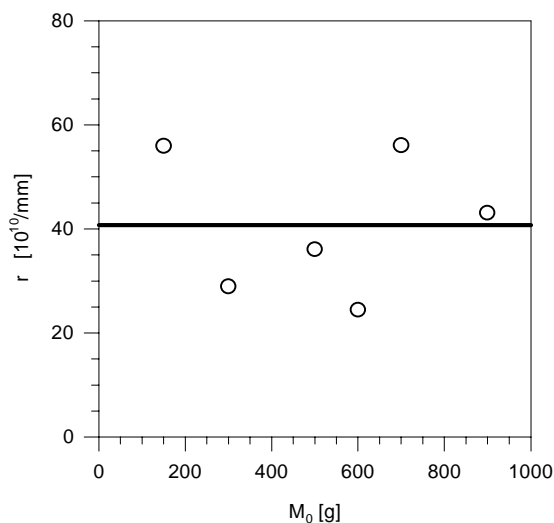
#### 4.3.1 Einfluß der Schnitzleinwaage auf die Parameter

Die Ergebnisse sind in Tab. 4.3-1 zusammengestellt.

**Tab. 4.3-1 Parameter** im Modell nach Buttersack für Versuche mit verschiedenen **Einwaagen**  $M_0$  unter gleichem konstantem Druck  $p_0$  (Schnitzelbehandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ )

Experimentelle Daten					Modellparameter		
Versuch	$M_0$	$TS_a$	$p_0$	$h_0=h(p_0)$	$r$	$R_0/r$	$h_E$
	g	%	bar	mm	$10^{10}/\text{mm}$	-	mm
01B4415	150	7.709	25	6.70	56.0	0.17	1.10
01B4430	300	7.777	25	14.46	28.9	0.88	2.32
01B4450	500	7.727	25	24.56	36.1	0.50	3.96
01B4460	600	7.636	25	29.10	24.4	0.99	4.84
01B4470	700	7.599	25	36.32	56.1	0.57	5.64
01B4490	900	7.636	25	45.01	43.1	0.80	7.78

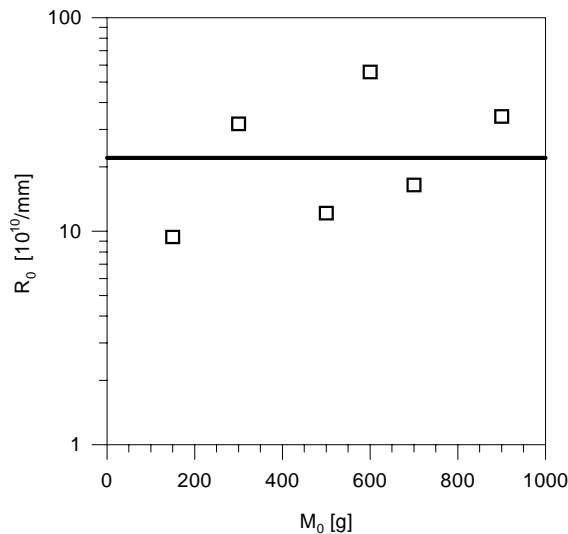
Die Unabhängigkeit des Parameters  $r$  von der Einwaage sieht man in Abb. 4.3-2a.



**Abb. 4.3-2a**

Modellparameter  $r$  als Funktion der Schnitzleinwaage (Versuche: 01B-Serie, 17B4450, 18B4450;  $p_0=25$  bar)

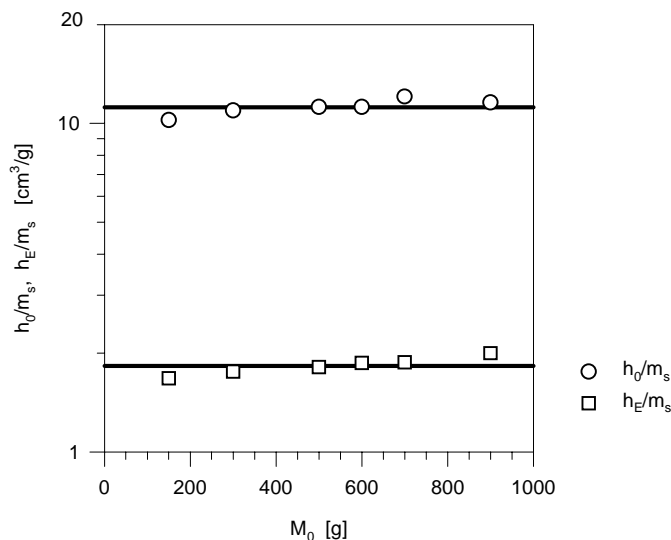
In Abb. 4.3.2b sieht man, daß der Parameter  $R_0$  mit zunehmender Einwaage  $M_0$  etwa konstant bleibt.



**Abb. 4.3-2b**

Parameter  $R_0$  als Funktion der Einwaage (Versuchsserie 01B,  $p_0=25$  bar)

Der auf die reine Trockenmasse  $m_s$  bezogene Parameter  $h_E$  beschreibt den gemeinsamen Endpunkt des Gesamtprozesses bei unterschiedlicher Einwaage  $M_0$ . Abb. 4.3-2c zeigt diese Werte in Vergleich zur empirisch aus dem anfänglichen Druckanstieg ermittelten relativen Starthöhe  $h_0/m_s$ . Gefunden wurden  $h_E/m_s = 1.831$  mm/g  $\pm 2.2$  % ( $p_0 = 25$  bar) und  $h_0/m_s = 11.21$  cm<sup>3</sup>/g  $\pm 2.5$  %.



**Abb. 4.3-2c**

Relative durch den Druckanstieg definierte Anfangshöhe und mit dem Modell extrapolierte Endhöhe (Versuchsserie 01B,  $p_0=25$  bar)

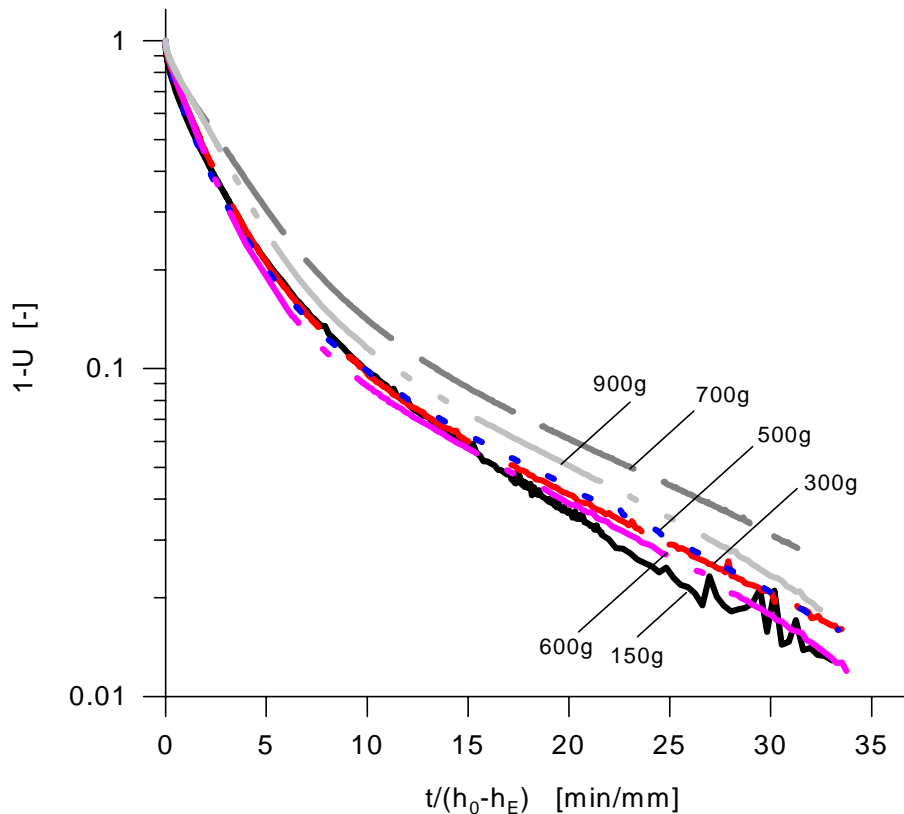
○  $h_0/m_s$   
□  $h_E/m_s$

Die dargestellten Ergebnisse sind dahingehend zu verstehen, daß sich einerseits der Trockensubstanzgehalt  $TS_0$  auf den Wert bezieht, an dem der monoton zunehmende Druck  $p$  den Wert von  $p_0$  erreicht hat ( $p \rightarrow p_0$ ), und andererseits der Trockensubstanzgehalt  $TS_E$  nach unendlich langer Zeit ( $t \rightarrow \infty$ ) konstant bleibt.

Der Unabhängigkeit der Parameter  $r$  und  $R_0$  von der Einwaage entspricht einer möglichen Normierung des Gesamtprozesses. Wird die kinetische Gleichung folgendermaßen umgeformt:

$$\ln\left(\frac{h-h_E}{h_0-h_E}\right) = \frac{R_0}{r} - \left[ \left(\frac{R_0}{r}\right)^2 + \left(\frac{2p_0}{r \cdot \mu_L}\right) \cdot \frac{t}{(h_0-h_E)} \right]^{1/2}, \quad (4.3-5)$$

kann man eine normierte Zeit  $t/(h_0-h_E)$  definieren und den Abpreßgrad  $U$  als Funktion dieser Größe auftragen. Der gesamte Verlauf des Abpreßgrades scheint im Rahmen der experimentellen Fehlerbandbreite von der Einwaage unabhängig zu sein (Abb. 4.3-2d).



**Abb. 4.3-2d** Entwässerungsgrad  $U$  bzw.  $(1-U)$  als Funktion der normierten Zeit  $t/(h_0-h_E)$   
(Versuchsserie: 01B)

### 4.3.2 Einfluß des Drucks auf die Modellparameter

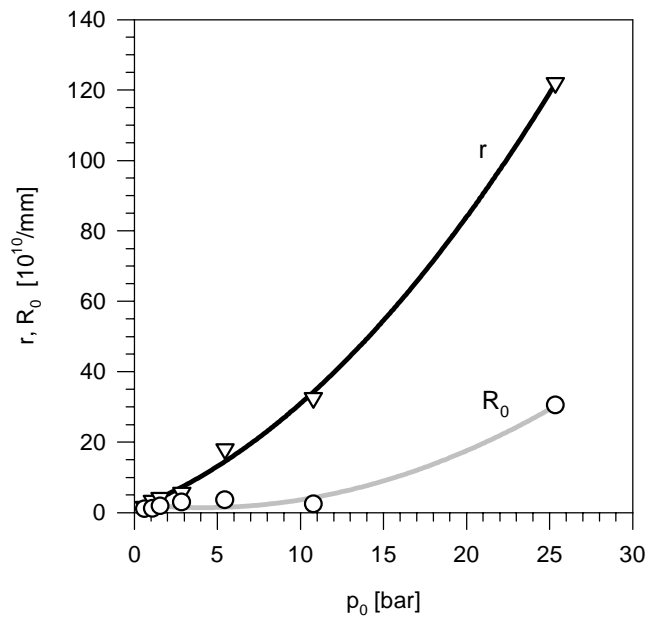
Tab. 4.3-2 zeigt eine tabellarische Zusammenstellung der Modellparameter.

Der Parameter  $r$  nimmt mit zunehmendem Druck  $p_0$  parabolisch zu (s. Abb. 4.3-3a). Ebenso verhält sich  $R_0$ , doch ist der Einfluß von  $p_0$  geringer.

Die Endhöhe  $h_E$  ( $t = \infty$ ) läßt sich durch den schon in Kap. 4.1 erwähnten empirischen Potenzansatz, nämlich

$$\varepsilon_E = 1 - \left(1 + \frac{p_0}{p_a}\right)^{-\beta} \quad (t = \infty; \beta > 0) \quad (4.1-4)$$

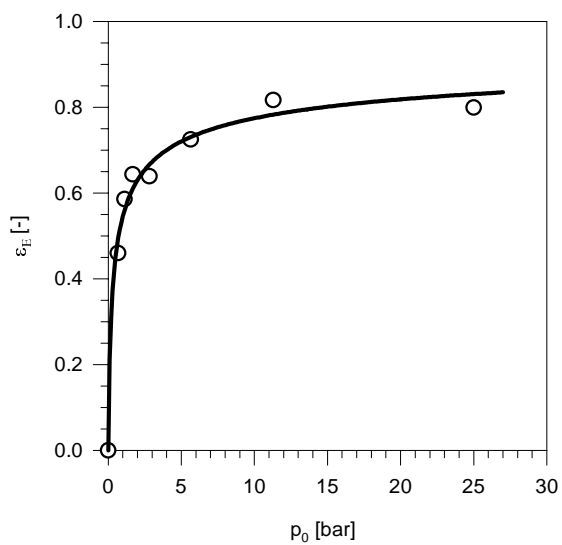
beschreiben (Abb. 4.3-3b). Für die Zuckerrübenschnitzel erhält man für die mit dem Zwei-Zonen-Modell berechnete maximale Kompression  $\varepsilon_E$  die Parameter  $p_a = 0.089$  bar  $\pm 44$  % und  $\beta = 0.31 \pm 13$  %.



**Abb. 4.3-3a**  
Druckabhängigkeit der  
Modellparameter  $r$  und  $R_0$   
(Versuchsserie: 17B,  $M_0=500$   
g)

**Tab. 4.3-2** Parameter im Modell nach Buttersack für Versuche mit konstanter Einwaage  $M_0$   
unter verschiedenem konstanten Druck  $p_0$  (Schnitzelbehandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ )

Experimentelle Daten					Modellparameter		
Versuch	$M_0$	$TS_a$	$p_0$	$h_0 (p=p_0)$	$R_0$	$r$	$h_E$
	g	%	bar	mm	$10^{10}/\text{mm}$	$10^{10}/\text{mm}$	mm
17B0150	500	7.392	0.67	19.57	1.0	1.68	10.58
17B0250	500	7.375	1.12	19.06	1.2	3.34	7.89
17B0350	500	7.623	1.68	20.04	1.8	4.26	7.16
17B0550w	500	7.182	2.81	19.64	3.0	5.69	6.32
17B1050	500	7.256	5.64	22.04	3.6	18.0	5.32
17B2050	500	7.970	11.3	22.36	2.4	32.5	4.11
17B4450	500	7.472	25.0	21.86	30.5	122	4.40



**Abb. 4.3-3b**  
Nicht-lineare Elastizität des  
uniformen Preßkuchens ( $t=\infty$ )  
(Versuchsserie: 17B)

### 4.3.3 Gesamtergebnisse

Die drei Modellparameter  $r$ ,  $R_0$  und  $h_E$  sind von der Schnitzeleinwaage unabhängig und damit **materialspezifisch**.

Für die Abpressung der extrahierten Zuckerrübenschnitzel unter konstantem Druck  $p_0$  bleibt der Kalkulationsfehler des Modells nach Buttersack im Bereich  $\pm 10\%$ .

Der kinetische Parameter  $r$  nimmt mit zunehmendem Druck  $p_0$  parabolisch zu, ebenso steigt der „anfängliche Filtrationswiderstand“  $R_0$  (Buttersack 1994b) -- aber im Vergleich mit  $r$  mit wesentlich kleinerer Empfindlichkeit -- mit dem Druck an. Die Endhöhe  $h_E$  läßt sich durch die Potenzfunktion nach Tiller und Leu empirisch beschreiben.

## 4.4 Diskussion

### 4.4.1 Nicht-lineare Viskoelastizität

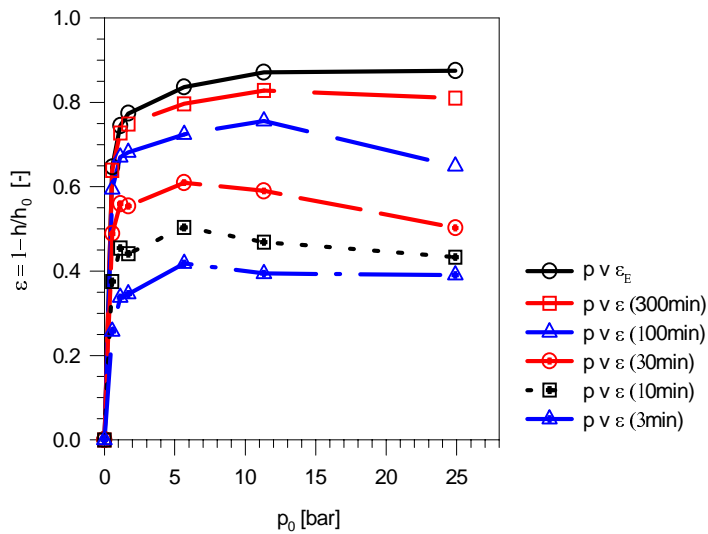
Die Modellierung der Abpressung hat das Ziel, den Prozeß mit Modellparametern, die die Materialeigenschaften beschreiben, zu erfassen. Die Materialeigenschaften sind grundsätzlich elastischer und viskoelastischer Natur. Wie in Kap. 4.1 festgestellt, ist die Elastizität der extrahierten Zuckerrübenschnitzel nicht linear (Abb. 4.1-3d). Das viskoelastische Kriechen eines Materials kann durch

einen Zeitstandversuch (DIN 53444) oder

einen Spannungsrelaxationsversuch (DIN 53441)

untersucht werden. Aus den Versuchen bei unterschiedlichen konstanten Drücken (Zeitstandversuch) mit gleicher Einwaage, z.B. Versuchsserie 17B (s. Tab. 4.1-2) erhält man die *isochrone Spannungs-Dehnungslinien*. Für lineares viskoelastisches Material sind die isochronen Kurven unterschiedliche Geraden. Falls die nicht-lineare Viskoelastizität einen Einfluß hat, sind diese Kurven nicht linear. Die extrahierten Zuckerrübenschnitzel zeigen eine deutliche nicht-lineare Viskoelastizität (Abb. 4.4-1).





**Abb. 4.4-1**  
Isochrone Kurven als nicht-  
lineare Viskoelastizität  
extrahierter  
Zuckerrübenschnitzel  
(Versuchsserie: 17 B)

#### 4.4.2 Vergleich der Modelle von Shirato et al. und Lanoisellé et al.

Der Preßvorgang wird vom Modell nach Shirato et al. mit primärer und sekundärer Konsolidierung beschrieben, während im Modell nach Lanoisellé et al. zusätzlich die tertiären und quartären Konsolidierungen der Entwässerung der inneren Gewebestrukturen mit einbezogen werden.

##### Retardationszeit

Der primären Konsolidierung bzw. dem Kriechen des Materials entsprechend gibt es in der vereinfachten kinetischen Gleichung des Modells nach Shirato et al. zwei Retardationszeiten:  $\Theta_1$  und  $\Theta_3$  ( $\Theta_2$  taucht in der vereinfachten kinetischen Gleichung nicht auf). Im Modell nach Lanoisellé et al. gibt es vier Retardationszeiten:  $t_{R,0}$  (für die primäre Konsolidierung),  $t_{R,1}$  (für die sekundäre Konsolidierung),  $t_{R,2}$  (für die tertiäre Konsolidierung) und  $t_{R,3}$  (für die quartäre Konsolidierung).

In Tab. 4.4-1 sind diese Retardationszeiten der beiden Modelle für extrahierte Zuckerrübenschnitzel zusammengestellt. Die primäre Retardationszeit im Modell nach Shirato et al.  $\Theta_1$  beträgt 40 bis 50 min, während sie im Modell nach Lanoisellé et al. ( $t_{R,0}$ ) zwischen 0.2 und 0.7 min liegt. Offenbar ist  $\Theta_1$  nicht vergleichbar mit  $t_{R,0}$ . Ebenso ist  $\Theta_3$  etwas anderes als  $t_{R,1}$ . Dies liegt daran, daß sich im Shirato-Modell das Kriechen auf das gesamte poröse Material, im Lanoisellé-Modell dagegen nur auf den Zwischenteilchenraum bezieht.

Der Vergleich der Parameter-Werte legt nahe, daß die primäre bzw. sekundäre Konsolidierung nach Shirato et al. der tertiären und quartären nach Lanoisellé et al. entspricht:  $\Theta_1 \approx t_{R,2}$  und  $\Theta_3 \approx t_{R,3}$ .

In der Rheologie beschreibt die Retardationszeit (auch Übergangszeit, Gross et al. 1993, S.302) die Größenordnung der Zeit, die unter Spannung zum Erreichen des Gleichgewichts gebraucht wird (Creus 1986, S. 22). Für ein reines elastisches

Verformungsverhalten ist die Retardationszeit Null. Die Flüssigkeitsströmung verzögert wegen des Strömungswiderstandes jedoch diese reine elastische Deformation. Diese Verzögerungswirkung werden in beiden Modell berücksichtigt: Im Shirato-Modell nutzt man die Retardationszeiten  $\Theta_1$  und  $\Theta_2$ , im Lanoisellé-Modell die Retardationszeiten  $t_{R,0}$ ,  $t_{R,2}$  und  $t_{R,3}$ .

**Tab. 4.4-1** Vergleich der Retardationszeiten des Modells nach Shirato et al. bzw. nach Lanoisellé et al. (Schnitzelbehandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ )

Versuch	$p_0$	$\Theta_1$	$\Theta_3$	$t_{R,0}$	$t_{R,1}$	$t_{R,2}$	$t_{R,3}$
	bar	min	min	min	min	min	min
17B03	1.68	48.4	260	0.56	3.7	44.2	251
17B105	5.64	40.1	307	0.20	4.1	43.0	273
17B205	11.3	44.6	459	0.71	15.7	58.2	515

Verhältnis zwischen Kriechen und gesamter Konsolidierung

Die empirische Kriechkonstante  $B$  im Shiratosmodell beschreibt nach Gl. (4.1-2d) das Verhältnis vom maximalen Volumen  $V_{sc,max}$  der durch sekundäre Konsolidierung (Kriechen des Materials) entfernten Flüssigkeit zum maximal entfernbaren Flüssigkeitsvolumen  $V_E$  (Shirato et al. 1986b). Ähnlich beschreibt der Term  $\delta_1/\delta$  im Lanoisellé-Modell nach Gl. (4.2-9a) das Verhältnis von durch sekundäre Konsolidierung (Kriechen des Zwischenteilchenraums) entferntem Flüssigkeitsvolumen zum maximal entfernbaren Volumen. Der Unterschied zwischen den beiden Modellen liegt daran, daß nach Shirato et al. die Verformung des gesamten Leerraums, ohne Rücksicht auf die Ultrastruktur, auf primäre und sekundäre Konsolidierung aufgeteilt wird. Demgegenüber haben Lanoisellé et al. einerseits die Verformungen des Teilchen-Zwischenraums als viskoelastisches Materialverhalten, und andererseits die Verformungen des interzellularen und des intrazellularen Raums als elastisches Materialverhalten behandelt haben (Lanoisellé et al. 1996). Mit anderen Worten ist die Deformation der Zellen nach Shirato et al. viskoelastisch, und nach Lanoisellé et al. elastisch.

In Tab. 4.4-2 wird die Kriechkonstante  $B$  im Modell Shiratos mit dem Verhältnis  $\delta_1/\delta$  im Modell nach Lanoisellé et al. verglichen. Man sieht dort, daß das maximale von der sekundären Konsolidierung erreichte Flüssigkeitsvolumen nach dem Modell Shiratos 13 bis 23 % des maximalen Volumens  $V_E$  beträgt, während sie im Modell nach Lanoisellé et al. bei 18 bis 24 % des maximalen Volumens  $V_E$  liegt.

**Tab. 4.4-2** Vergleich zwischen empirischer Kriechkonstante  $B$  im Modell nach Shirato et al. und dem Verhältnis  $\delta_1/\delta$  im Modell nach Lanoisellé et al.

Versuch		17B0350	17B1050	17B2050
$p_0$	[bar]	1.7	5.7	11.3
$B$	[-]	0.19	0.23	0.13
$\delta_1/\delta$	[-]	0.24	0.22	0.18

#### 4.4.3 Vergleich der Modelle von Shirato et al. und Buttersack

Im Zwei-Zonen-Modell wird das Material auf eine komprimierte elastische Zone mit dem durchschnittlichen Leerraumverhältnis  $e_C$  und eine andere nicht-komprimierte Zone aufgeteilt. Der angewandte Druck wandelt den Feststoff vom nicht-komprimierten in den komprimierten Zustand um. Aber die Geschwindigkeit dieser Umwandlung ( $dx/dt$  bzw.  $dU/dt$ ) wird von der Flüssigkeitsströmung verzögert. Daher steht der kinetische Parameter  $r$  in engem Zusammenhang mit der Retardationszeit eines üblichen rheologischen Modells. In der vereinfachten kinetischen Gleichung des Shirato-Modells treten zwei Retardationszeiten auf:  $\Theta_1 = a_n \omega_0^2 / 2C_e$  und  $\Theta_3 = \eta^{-1}$  ( $a_n < 1$ , s. Gl. (3.2-10d)). Vergleicht man die Druckabhängigkeit des kinetischen Parameters  $r$  mit dem Parameter  $\eta$  ( $= E_2/\mu_2$ , s. Gl. (3.2-2c)) einerseits und andererseits mit dem Konsolidierungskoeffizienten  $C_e$  ( $\propto E_1/\alpha$ , s. Gl. (3.2-6)), treten nach Abb. 4.4-2a und 4.4-2b die folgenden proportionalen Zusammenhänge zutage:

$$r\mu_L(h_0-h_E)/2p_0 \text{ [min]} \propto \eta^{-1} \text{ [min]}$$

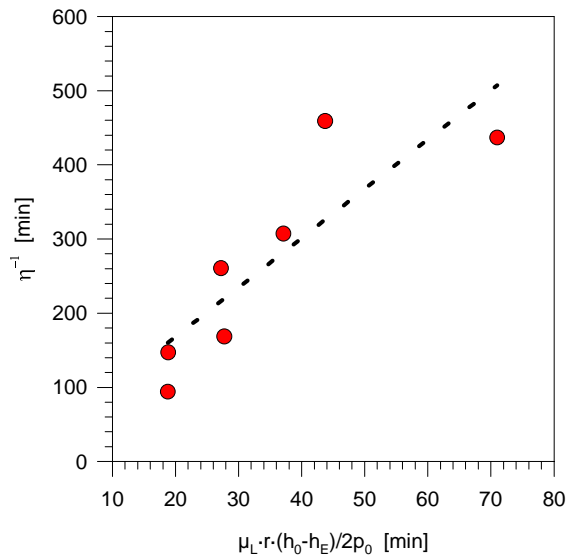
und

$$r\mu_L(h_0-h_E)/2p_0 \text{ [min]} \propto \omega_0^2 / 2C_e \text{ [min]}$$

$E_1, E_2$  elastische Koeffizienten der Feder des Terzaghi- bzw. Voigt-Körpers

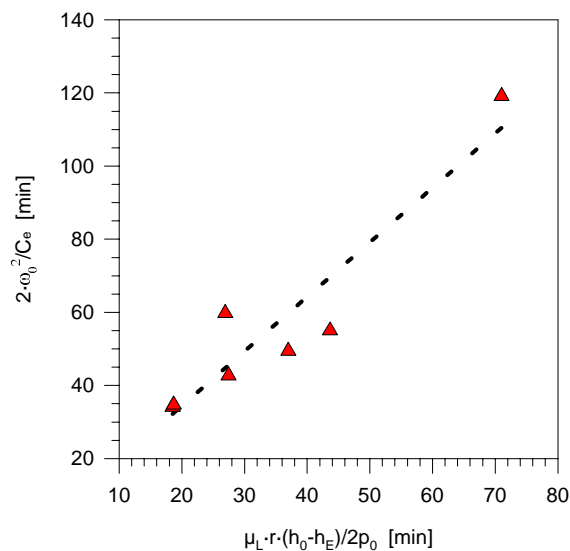
$\mu_2$  Viskosität des Voigt-Körpers

Deswegen könnte der kinetische Parameter  $r$  im Zwei-Zonen-Modell annähernd den zwei Parametern  $\eta$  und  $C_e$  im Modell nach Shirato et al. entsprechen. Der Term  $r\mu_L(h_0-h_E)/2p_0$  könnte als eine Retardationszeit, die von der Flüssigkeitsströmung oder der Viskoelastizität verursacht wird, interpretiert werden. Allerdings gibt es einen wichtigen Unterschied:  $\eta$  hängt, wie in Kap. 4.2 gezeigt wurde, von der Schnitzeleinwaage ab, während  $r$  unabhängig von der Einwaage ist (s. Kap.4.3). Die Ergebnisse legen nahe, daß die Retardationszeit nicht über ein Terzaghi-Voigt-Modell erklärt (genauer zusagen, nicht mit der vereinfachten kinetischen Gleichung des Modells ermittelt) werden kann, weil sie (z.B. die Retardationszeit  $\eta^{-1}$  der sekundären Konsolidierung) dann materialspezifisch und von der Einwaage unabhängig sein müßte. Die Größe  $r\mu_L(h_0-h_E)/2p_0$  (eine „Retardationszeit“) aus dem Zwei-Zonen-Modell enthält jedoch  $r$  als materialspezifischen Parameter und  $(h_0-h_E)$  als einen unmittelbar von der Einwaage abhängigen Ausdruck.



**Abb. 4.4-2a**

Vergleich der  
Druckabhängigkeit von  $\eta$  im  
Modell nach Shirato et al. und  
 $r$  im Modell nach Buttersack  
(Versuchsserie: 17B)

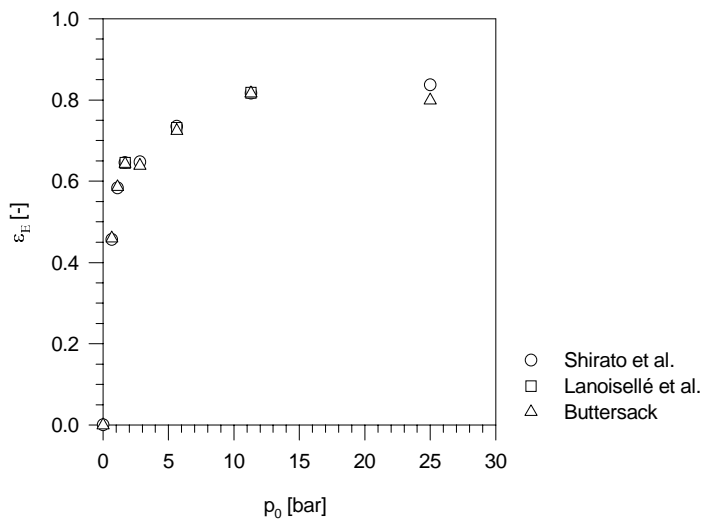


**Abb. 4.4-2b**

Vergleich der  
Druckabhängigkeit von  $C_e$  im  
Modell nach Shirato et al. und  
 $r$  im Modell nach Buttersack  
(Versuchsserie: 17B)

#### 4.4.4 Endzustand nach Shirato et al., Lanoisellé et al. und Buttersack

Die mit den drei Modellen ermittelte Kompression bei unendlich langer Preßzeit ( $\epsilon_E$ ) unter verschiedenem angewandten Druck  $p_0$  ist etwa gleich (Abb. 4.4-3). Dieses Ergebnis ist in erster Linie eine Folge der langen Versuchszeiten. Die Änderung der Porosität zum Ende des Prozesses war so gering, daß größere Unterschiede bei den jeweiligen Extrapolationen nicht zu erkennen waren. Vom theoretischen Standpunkt ist jedoch zu bedenken, daß bei den Modellen nach Shirato et al. und Lanoisellé et al. über  $t$ , beim Zwei-Zonen-Modell über  $\sqrt{t}$  extrapoliert wird.



**Abb. 4.4-3**

Kompression  $\varepsilon_E$  zur Zeit  $t = \infty$   
in Modell nach Shirato et al.,  
Lanoisellé et al. bzw.  
Buttersack als Funktion des  
angewandten Drucks  $p_0$

## 5 Abhängigkeit des Trockensubstanzgehaltes von der Natur der Schnitzel

Neben der Schnitzeleinwaage und dem angewandten Druck stellen Ionenaustauschvorgänge und thermische Belastung des Rübengewebes während der Extraktion die wesentlichen Einflußgrößen dar, die über chemische Veränderungen der Schnitzelgerüstsubstanz die makroskopisch physikalischen Eigenschaften der Schnitzel verändern. Die thermische Stabilität des Schnitzelgewebes wird nachweislich durch den pH-Wert während der Extraktion bestimmt. Darüber hinaus ist zu erwarten (Kap. 2.2), daß in der abzupressenden Flüssigkeit gelöste Stoffe - neben Salzen und Säuren (z.B. Milchsäure) insbesondere der Gehalt an Pektin und an Saccharose - die Abpreßbarkeit beeinflussen.

In folgenden wird die zeitliche Entwicklung des Trockensubstanzgehaltes für unterschiedlich behandelte Schnitzel beschrieben. Die Trockensubstanz wird zunächst aus der on-line gemessenen Preßkuchenhöhe über eine experimentell zugängliche empirische Dichterelation beschrieben.

Erst nachdem die experimentell zugänglichen zeitlichen Verläufe der Trockensubstanz für die unterschiedlich behandelten Materialien miteinander verglichen und erörtert worden sind, sollen diese ursprünglichen Daten durch die standardisierte Anwendung des Zwei-Zonen-Modells tiefergehend analysiert werden.

### 5.1 Zeitlicher Verlauf des aus der Preßkuchenhöhe ermittelten Trockensubstanzgehaltes

#### 5.1.1 Berechnung des Trockensubstanzgehaltes

Die Trockensubstanz wird als die verbleibende Komponente des Preßgutes nach Trocknung bei 105 °C bis zur Gewichtskonstanz (ca. 12 h) definiert. Sie kann in eine wasserlösliche und wasserunlösliche Komponente ( $m_s$ ) aufgeteilt werden. Weil Saccharose ( $m_z$ ) der Hauptteil der wasserlöslichen Trockensubstanzen ist, gilt für den Trockensubstanzgehalt  $TS$  des Preßgutes annähernd:

$$TS = \frac{m_s + m_z}{m} . \quad (5.1-1)$$

$$m = m_s + m_w + m_z$$

Der Prozeß der Flüssig-Fest-Trennung wird jedoch lediglich durch den Anteil der festen Komponente ( $m_s$ ) an der Gesamtmasse ( $m$ ) charakterisiert. Der entsprechende Trockensubstanzgehalt ohne Saccharose ist durch

$$TS_n = \frac{m_s}{m} \quad (5.1-2)$$

definiert.

Wenn man durch eine geeignete Messung die Konzentration  $c_Z$  der Saccharose in der flüssigen Phase (in Gewichtsanteilen) bestimmt hat, gilt für die nach der Trocknung in den Schnitzeln verbleibende Masse an Saccharose:

$$m_Z = c_Z(m_W + m_Z). \quad (5.1-3)$$

Einsetzen von Gl. (5.1-3) in Gl. (5.1-2) ergibt

$$TS_n = \frac{TS - c_Z}{1 - c_Z} \quad (5.1-4)$$

$TS_n$  läßt sich damit aus  $TS$  und  $c_Z$  berechnen.

Um  $TS$  während des Prozesses der Abpressung aus der „on-line“ gemessene Kolbenhöhe zu berechnen, geht man von der Addition des Flüssigkeits- und scheinbaren Feststoffvolumens im Preßgut aus:

$$h = \frac{m_S}{\rho_S} + \frac{m_L}{\rho_L} = m_S \left( \frac{1}{\rho_S} + \frac{m_L}{m_S} \cdot \frac{1}{\rho_L} \right). \quad (5.1-5)$$

$\rho_L$  Dichte der Flüssigkeit mit wasserlöslichen Trockensubstanzen (z.B. in g/cm<sup>3</sup>)

$\rho_S$  scheinbare Dichte der Trockenmasse ausschließlich der wasserlöslichen Trockensubstanzen (z.B. in g/cm<sup>3</sup>)

$m_L, m_S$  auf die Sieboberfläche bezogene Masse der zuckerhaltigen Flüssigkeit bzw. der Trockenmasse ausschließlich der Saccharose (z.B. in g/cm<sup>2</sup>)

Die Additivität ist nur mit der Definition einer scheinbaren Feststoffdichte  $\rho_S$  gewährleistet, die die ohne Volumenvergrößerung erfolgende Einlagerung des Hydratwassers ignoriert.

Nach Gl. (5.1-2) und (5.1-4) gilt für die Trockenmasse  $m_S$  zur Zeit  $t$

$$m_S = \frac{(TS - c_Z) \cdot m}{1 - c_Z}. \quad (5.1-6a)$$

Da  $m_S$  und  $c_Z$  während des Prozesses konstant bleiben, kann  $m_S$  auch mit dem vor der Abpressung gemessenen Trockensubstanzgehalt  $TS_a$  und der Einwaage  $m_0$  durch

$$m_S = \frac{(TS_a - c_Z) \cdot m_0}{1 - c_Z} \quad (5.1-6b)$$

berechnet werden.

Die Masse  $m_L$  der flüssigen Phase im Preßgut zur Zeit  $t$  ist durch

$$m_L = m_W + m_Z$$

gegeben. Dabei läßt sich die Wassermenge  $m_W$  sowohl durch  $(TS, m)$  als auch durch  $(m_L, c_Z)$  beschreiben:

$$m_W = m_L \cdot (1 - c_Z) = m \cdot (1 - TS).$$

Damit folgt

$$m_L = \frac{(1 - TS) \cdot m}{1 - c_Z}. \quad (5.1-7)$$

Ein Vergleich zwischen Gl. (5.1-6a) und (5.1-7) ergibt

$$\frac{m_L}{m_S} = \frac{1 - TS}{TS - c_Z}. \quad (5.1-8)$$

Eliminiert man mit Gl. (5.1-6b) und (5.1-8) die Terme  $m_s$  und  $m_L/m_s$  in Gl. (5.1-5), so folgt

$$h = \frac{(TS_a - c_z) \cdot m_0}{1 - c_z} \cdot \left( \frac{1}{\rho_s} + \frac{1 - TS}{TS - c_z} \cdot \frac{1}{\rho_L} \right), \quad (5.1-9a)$$

oder mit Gl. (5.1-4)

$$h = \frac{(TS_a - c_z) \cdot m_0}{1 - c_z} \cdot \left( \frac{1}{\rho_s} + \frac{1 - TS_n}{TS_n} \cdot \frac{1}{\rho_L} \right). \quad (5.1-9b)$$

Der Trockensubstanzgehalt  $TS$  kann nach Gl. (5.1-9a) und der Trockensubstanzgehalt ohne Saccharose  $TS_n$  nach Gl. (5.1-9b) mit der Höhe  $h(t)$  sowie  $m_0$ ,  $c_z$ ,  $\rho_s$ ,  $\rho_L$  bestimmt werden.

Wenn keine Saccharose vorhanden ist, reduzieren sich Gl. (5.1-9a) und (5.1-9b) zu

$$h = m_s \cdot \left( \frac{1}{\rho_s} + \frac{1 - TS}{TS} \cdot \frac{1}{\rho_w} \right). \quad (5.1-9c)$$

$\rho_w$  Dichte des Wassers (z.B. in g/cm<sup>3</sup>)

In Gl. (5.1-9a, b, c) sind  $\rho_L$  und  $\rho_s$  noch nicht bekannt.

Falls das Preßwasser gelöste Trockensubstanz (hauptsächlich Saccharose) enthält, ist die Dichte der Flüssigkeit  $\rho_L$  annähernd gleich der der Saccharoselösung (bei gleicher Temperatur), und die letzte kann nach folgendem Polynom (Zahlen nach Emmerich, 1994) berechnet werden:

$$\rho_L = a_0 + a_1 \cdot c_z + a_2 \cdot c_z^2 + a_3 \cdot c_z^3 \quad (5.1-10)$$

$\rho_L$  in g/cm<sup>3</sup> und  $c_z$  in % (Gewichtsprozent). Für 25 °C gilt für reine Saccharoselösung

$a_0 = 0.9975$ ,  $a_1 = 3.748 \cdot 10^{-3}$ ,  $a_2 = 1.637 \cdot 10^{-5}$  und  $a_3 = 1.422 \cdot 10^{-8}$ .

Um die scheinbare Dichte des Feststoffs  $\rho_s$  zu bestimmen, werden die zur gleichen Zeit gehörenden Werte von  $h$ ,  $m_s$  und  $TS$  (z.B. am Ende der Abpressung) gemessen. Mit Gl. (5.1-5) folgt

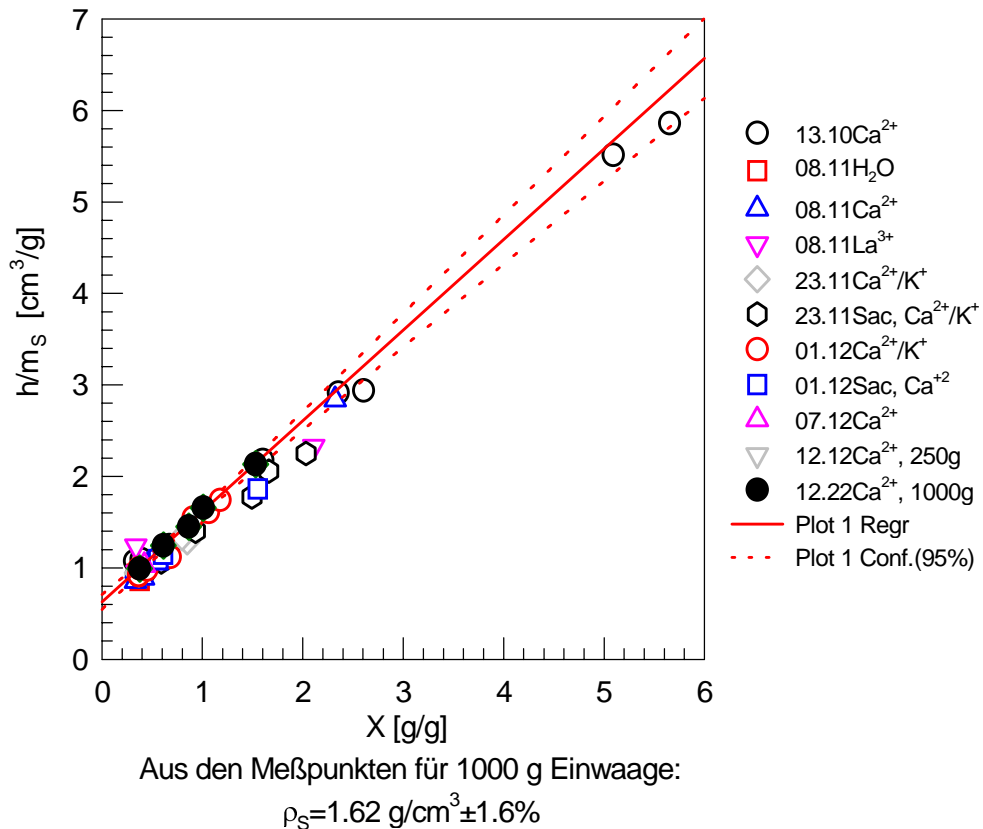
$$\frac{h}{m_s} = \frac{1}{\rho_s} + \frac{1}{\rho_L} \cdot X. \quad (5.1-11)$$

$\frac{h}{m_s}$  Auf die Trockenmasse  $m_s$  (g/cm<sup>2</sup>) bezogenes gesamtes Volumen des Materials pro Sieboberfläche (z.B. in cm<sup>3</sup>/g)

$X$  Flüssigkeitsbeladung des Materials [-],  $X \equiv \frac{m_L}{m_s} = \frac{1 - TS}{TS - c_z} = \frac{1 - TS_n}{TS_n}$  (5.1-12)

Extrapoliert man die Auftragung von  $X$  gegen  $h/m_s$  bis zu  $X = 0$  bzw.  $TS = 100$  %, ergibt der Abschnitt der  $(h/m_s)$ -Achse die Dichte des Feststoffs  $\rho_s$  (Abb. 5.1-1). Wegen unvermeidlicher Meßfehler von  $m_s$  sind die Versuche mit der Einwaage von 1000 g (ohne Saccharose) geeignet für die Ermittlung des  $\rho_s$ -Wertes. Die scheinbare Feststoffdichte beträgt  $1.62 \text{ g/cm}^3 \pm 2\%$ . Das Kenntnis der wahren Feststoffdichte ist nur für sehr große Entwässerungsgrade, die lediglich durch Trocknung, nicht aber mechanisch erreicht werden können, notwendig.





**Abb. 5.1-1** Experimentelle Ermittlung der Dichte  $\rho_s$  des Feststoffs

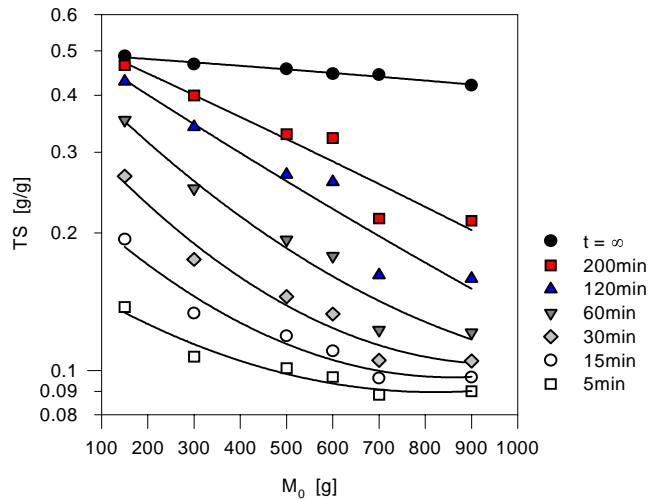
### 5.1.2 Einfluß der Einwaage

Die bei einem festgelegten äußeren Druck nach bestimmter Preßdauer erreichten Trockensubstanzgehalte zeigen eine annähernd hyperbolische Abhängigkeit von der Einwaage (Abb. 5.1-2a, b).

Aus Abb. 5.1-2 a und b ist noch zu ersehen, daß der Absolutwert von  $dTS/dM_0$  mit zunehmender Einwaage abnimmt, oder  $-\left(\frac{\partial TS}{\partial M_0}\right)_t \propto \frac{1}{M_0}$ . D.h. der Beitrag der

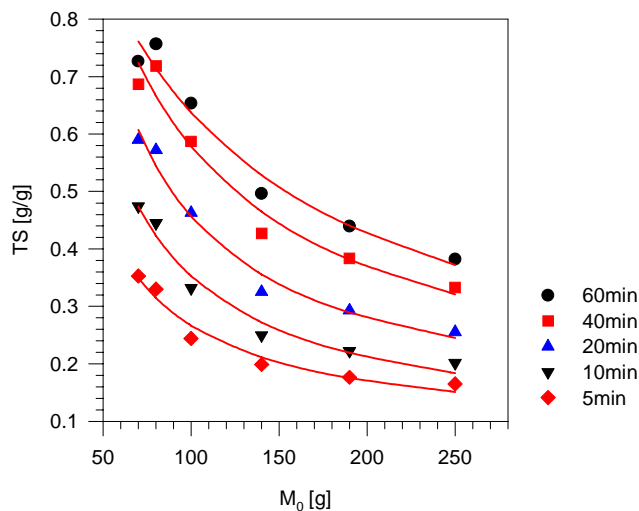
Verminderung der Einwaage zur Erhöhung des Trockensubstanzgehaltes ist bei großer Einwaage ( $M_0 \geq 700 \text{ g}$  bei 25 bar oder  $M_0 \geq 190 \text{ g}$  bei 100 bar) weniger deutlich als bei kleiner Einwaage. Eine Erhöhung des Trockensubstanzgehaltes durch Verkleinerung der Schnitzleinwaage ist besonders deutlich im Bereich von ausreichend kleiner Einwaage (z.B. bei einer Einwaage  $< 200 \text{ g}/176.7 \text{ cm}^2$  bzw. eine Schnitzelschicht  $< 12 \text{ mm}$ ;  $p_0 = 100 \text{ bar}$ ; vgl. Muhlack 1992).

Die leichte Abnahme des Trockensubstanzgehaltes  $TS_E$  nach unendlich langer Zeit in Abb. 5.1-2a (um 5 Prozentpunkte) mit zunehmender Einwaage  $M_0$  beruht auf einem Extrapolationsfehler der Endhöhe  $h_E$ .



**Abb. 5.1-2a**

Einfluß der Einwaage  $M_0$  auf den Trockensubstanzgehalt  $TS$  (Versuch: 01B-Serie,  $p_0 = 25$  bar Schnitzelbehandlung:  $Ca^{2+}/H_2O$ )



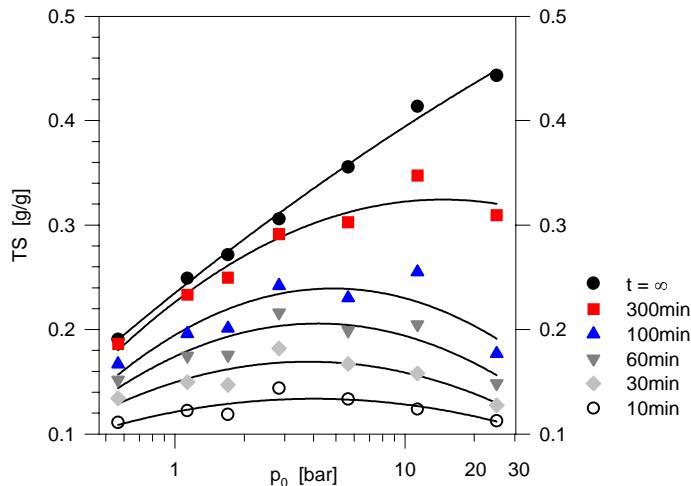
**Abb. 5.1-2b**

Einfluß der Einwaage  $M_0$  auf den Trockensubstanzgehalt  $TS$  (Versuch: p2v20, p2v21, p2v22, p2v23, p2v24 und p2v25;  $p_0 = 100$  bar; Schnitzelbehandlung:  $Ca^{2+}/H_2O$ )

### 5.1.3 Einfluß des Drucks

Die Versuche mit großer Einwaage ( $M_0 = 500$  g) haben gezeigt (Abb. 5.1-3a), daß zum Erreichen eines höheren Trockensubstanzgehaltes innerhalb einer bestimmten Zeit  $t$  der angewandte Druck  $p_0$  nicht unbedingt weiter steigen muß. Dieses Phänomen tritt insbesondere bei großen Einwaagen auf. Weil für ein linear viskoelastisches Material (s. Kap. 4.4.1) ein großer Druck auf isochrone (negative) Dehnung  $\varepsilon(t)$  bzw. den isochronen Trockensubstanzgehalt  $TS(t)$  immer positiv beeinflusst, besagen die in Abb. 5.1-3a dargestellten Ergebnisse, daß die Schnitzel sich so verhalten wie ein nicht-linear viskoelastisches Material (s.a. Abb. 4.4-1).

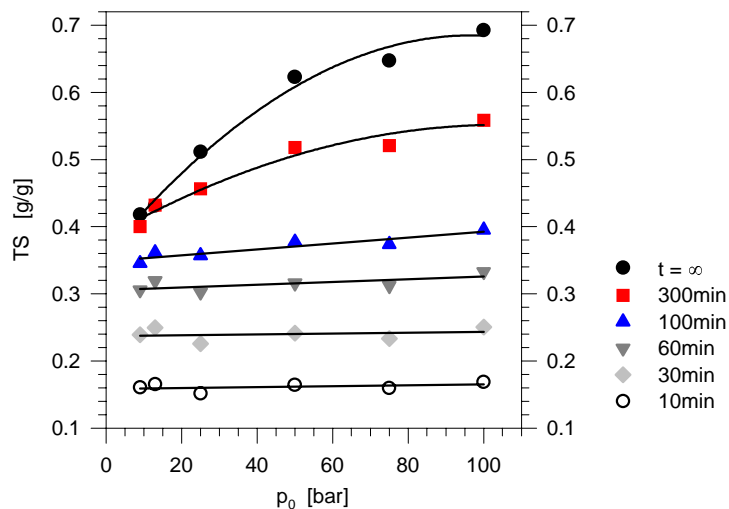
Wie sich ein hoher Druck (100 bar statt 25 bar) bei großer Einwaage auswirkt, konnte mit dem kleinen Preßkorb der Sorcus-Presse (s. Kap. 7.3) nicht gemessen werden.



**Abb. 5.1-3a**

Einfluß des Drucks  $p_0$  auf den Trockensubstanzgehalt TS  
(Versuch: 17B-Serie,  $M_0 = 500$  g)

Für kleinere Einwaagen ( $M_0 = 200$  g) (Abb. 5.1-3b) hat der Druckanstieg von 25 bar auf 100 bar nur eine geringe Erhöhung des isochronen Trockensubstanzgehaltes zur Folge (bis zu einer Preßzeit von  $t = 60$  min). Großer angewandter Druck  $p_0$  kann nur bei langer Preßdauer (z.B.  $t = 300$  min) einen deutlich höheren Trockensubstanzgehalt bewirken.



**Abb. 5.1-3b**

Einfluß des Drucks  $p_0$  auf den Trockensubstanzgehalt TS (Versuch: p2v50, p2v51, p2v52, p2v53, p2v54, p2v55,  $M_0 = 250$  g)

Für die neue Entwicklung der Schnitzelabpressung, z.B. der Hyperpresse (Pouillaude et al. 1988) oder der Hochdruckmehrschichtenpresse (HMP) (Muhlack 1992), sind zwei mögliche Sachverhalten beim Prozeß unter konstantem zu erwähnen:

- Wenn die Schnitzelschichten dick sind, wäre ein hoher angewandter Druck nicht immer günstig, um nach kurzer Preßzeit einen großen Trockensubstanzgehalt zu erreichen, weil die nicht-lineare Viskoelastizität eine Rolle spielt. Es gibt -- abhängig von der Höhe der Schnitzelschicht -- einen optimalen Druck. (kinetischkontrolliert).
- Wenn die Schnitzelschichten sehr dünn sind, wäre dann ein großer Druck immer vorteilhaft, weil die auf die Höhe der Schichten bezogene Preßzeit bzw. die normierte Zeit (s. Kap. 4.3.1) so groß ist, daß der isochrone Trockensubstanzgehalt nach einer normaler Preßzeit (z. B. 15 min) nur abhängig

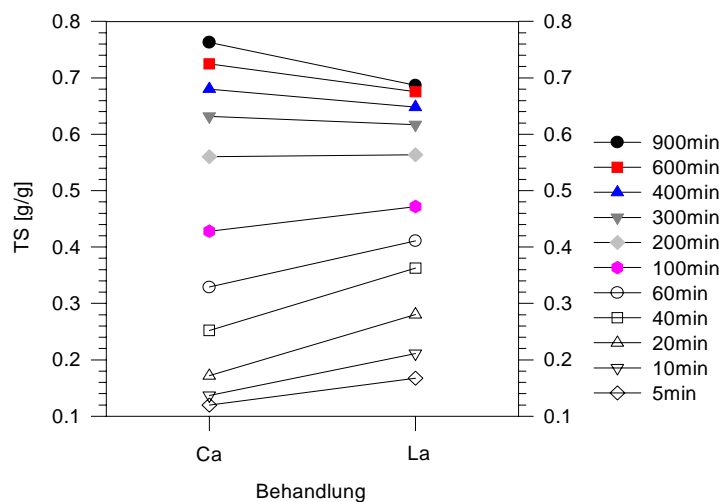
von der Elastizität der Schnitzel ab (vgl. Pouillaude et al. 1988) (gleichgewichtskontrolliert).

Für die Praxis ist zu beachten, daß je nach verfügbarer Pressenkapazität und damit Verweilzeit bzw. Preßdauer unterschiedlich kinetisch- und gleichgewichtsbestimmte Vorgänge zu berücksichtigen sind; es müssen also der Druckaufbau und der maximale Druck bei einer bestimmten Schichtdicke optimiert werden.

#### 5.1.4 Einfluß des Ionenaustausches

Ein Ionenaustausch beeinflusst den Preßvorgang der extrahierten Zuckerrübenschnitzel.

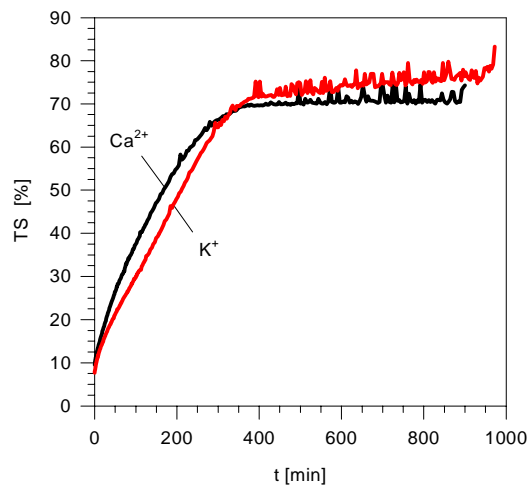
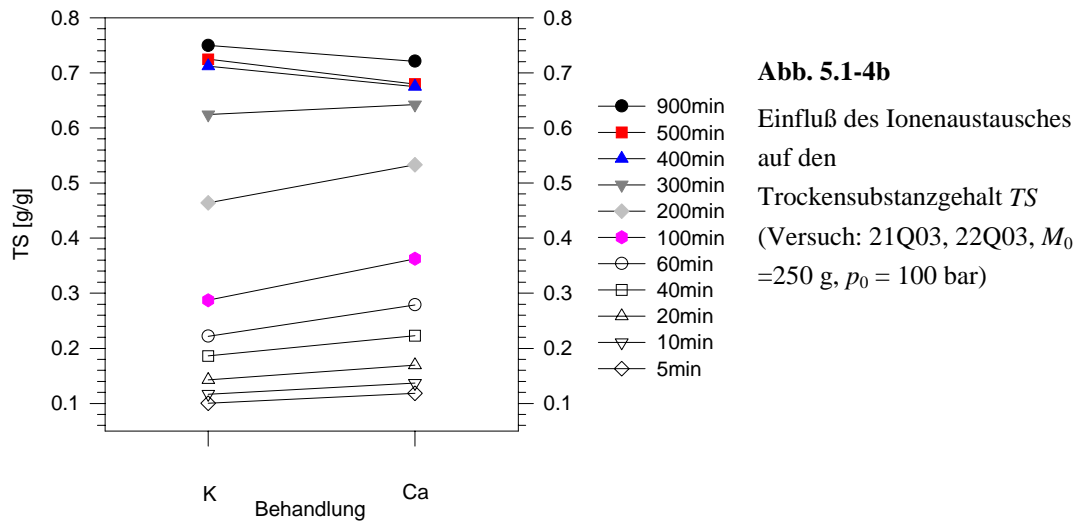
In Abb. 5.1-4a sieht man, daß bei einer kurzen Preßdauer (z.B.  $t < 100$  min) die mit  $\text{La}^{3+}$  behandelten Schnitzel den höheren isochronen Trockensubstanzgehalt aufweisen, während für eine längere Preßdauer (z.B.  $t > 300$  min) die  $\text{Ca}^{2+}$ -Behandlung zu einem höheren Trockensubstanzgehalt führt.



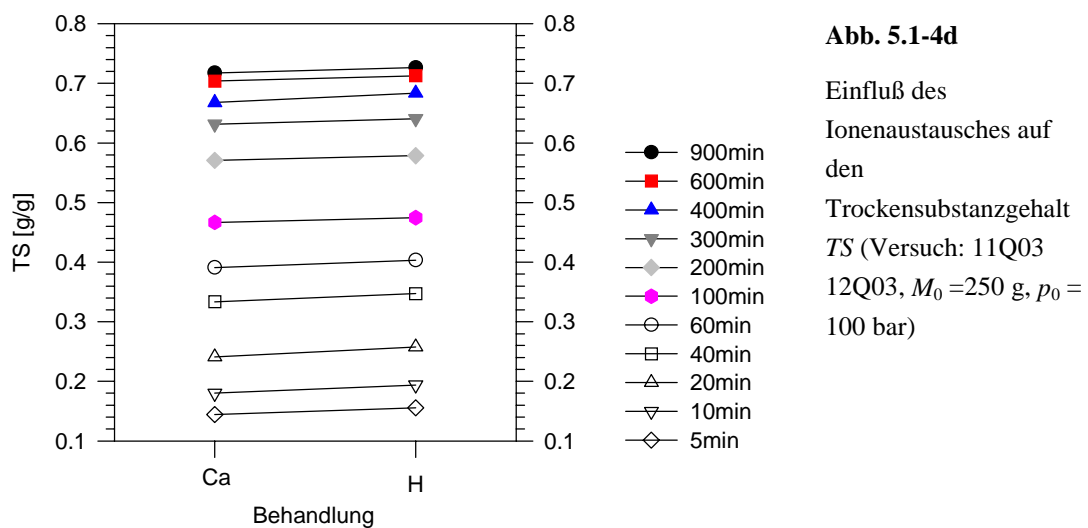
**Abb. 5.1-4a**

Einfluß des Ionenaustausches auf den Trockensubstanzgehalt  $TS$  (Versuch: 03Q01, 04Q02, 05Q01,  $M_0 = 250$  g,  $p_0 = 100$  bar)

Ähnlich kann man durch  $\text{Ca}^{2+}$ -Behandlung einen höheren isochronen Trockensubstanzgehalt in kürzerer Zeit ( $t < 200$  min) erreichen, während für längere Preßzeit (z.B.  $t > 400$  min) die  $\text{K}^+$ -Behandlung den höheren Trockensubstanzgehalt ergibt (Abb. 5.1-4b). Dieses Ergebnis wird auch in Abb. 5.1-4c mittels des zeitlichen Verlaufs des Trockensubstanzgehaltes dargestellt.

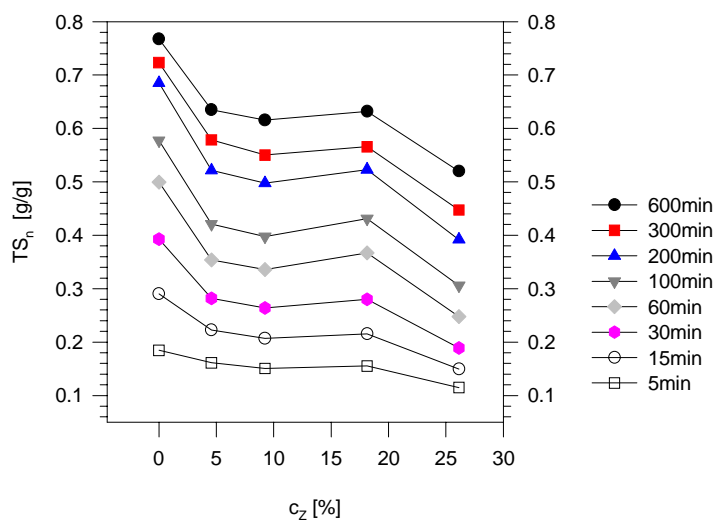


Nach Abb. 5.1-4d hat die  $\text{Ca}^{2+}$ -Behandlung während des gesamten Preßvorganges annähernd den gleichen Einfluß wie die  $\text{H}^+$ -Behandlung auf die Schnitzelabpressung.



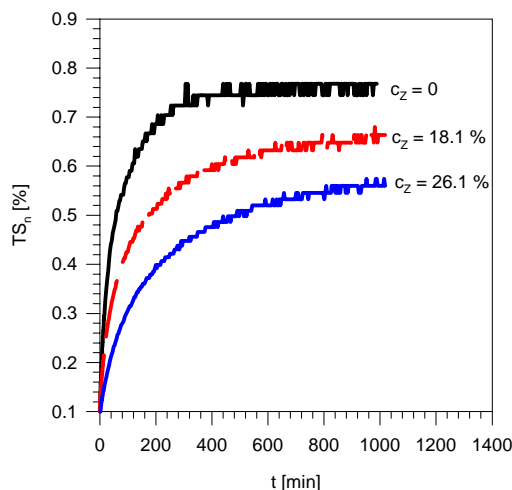
### 5.1.5 Einfluß der Saccharose

Der Einfluß des Saccharosegehaltes der abzapressenden Schnitzel kann ebenfalls durch die isochrone Darstellung verdeutlicht werden. In Abb. 5.1-5a nimmt der isochrone (bezüglich der angetrockneten Saccharose korrigierte) Trockensubstanzgehalt  $TS_n$  nicht-linear mit zunehmender Saccharosekonzentration  $c_Z$  ab. Die Saccharose hat daher einen negativen Einfluß auf die Schnitzelabpressung. In Abb. 5.1-5b werden der Verlauf des Trockensubstanzgehaltes für verschiedene Saccharosegehalt miteinander verglichen. Der korrigierte Trockensubstanzgehalt  $TS_n$  für die Schnitzel mit höherem Saccharosegehalt bleibt stets niedriger bei festgelegtem Druck.



**Abb. 5.1-5a**

Einfluß der Saccharose auf den Trockensubstanzgehalt  $TS_n$  (Versuch: p2v05, p2v10, p2v20, p2v29, p2v30;  $M_0 = 200$  g,  $p_0 = 100$  bar; Schnitzelbehandlung:  $Ca^{2+}/H_2O/Saccharose$ )



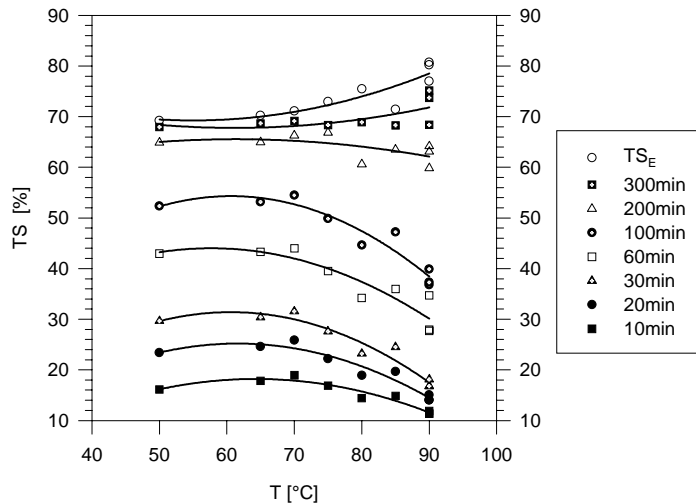
**Abb. 5.1-5b**

Verlauf des Trockensubstanzgehaltes ( $TS_n$ ) bei Abpressung der Schnitzel mit unterschiedlichem Zuckergehalt (Versuch: p2v05, p2v29 und p2v30;  $M_0 = 200$  g,  $p_0 = 100$  bar; Schnitzelbehandlung:  $Ca^{2+}/H_2O/Saccharose$ )

### 5.1.6 Einfluß der Temperatur während der Extraktion

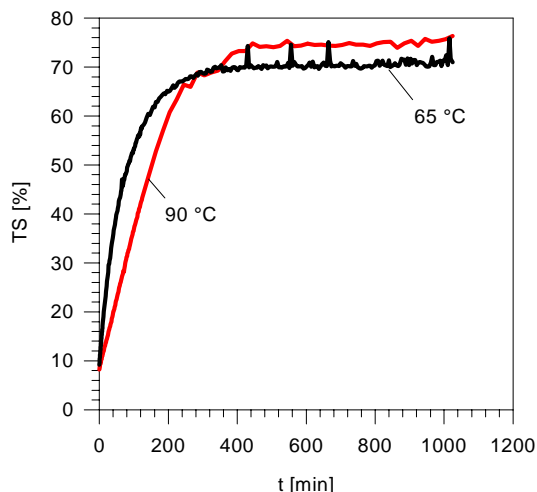
Für kürzere Preßzeit ( $t < 100$  min in Abb. 5.1-6a) erreichen die bei niedrigerer Temperatur behandelten Schnitzel den höheren isochronen Trockensubstanzgehalt, während für längere Preßzeiten (z.B.  $t > 300$  min in Abb. 5.1-6a) eine höhere

Extraktionstemperatur den Trockensubstanzgehalt erhöht. Bei einer Preßdauer von etwa 200 min ( $p_0 = 100$  bar) besitzen die unterschiedlich thermisch behandelten Schnitzel etwa den gleichen Trockensubstanzgehalt. Dieses Ergebnis wird auch in Abb. 5.1-6b mit dem zeitlichen Verlauf des Trockensubstanzgehaltes dargestellt.



**Abb. 5.1-6a**

Einfluß der Extraktionstemperatur auf den isochronen Trockensubstanzgehalt (Versuche: 35Q01, 36Q01, 37Q01, 38Q01, 40Q01, 41Q01, 42Q01, 42Q02, 42Q03,  $M_0 = 250$  g,  $p_0 = 100$  bar)



**Abb. 5.1-6b**

Einfluß der Extraktionstemperatur auf den Verlauf des Trockensubstanzgehaltes (Versuche: 37Q01, 42Q01)

### 5.1.7 Wirtschaftlicher Trockensubstanzgehalt

Nach dem Minimalprinzip (Wöhe 1996 S. 1ff) dient die wirtschaftliche Flüssigkeits-Feststoff-Trennung der Naßschnitzel (Abpressung und Trocknung) dem Erreichen eines erzielten Trockensubstanzgehaltes der Trockenschnitzel bei minimalen Kosten. Dabei konzentriert man sich darauf, wie die mechanische Entwässerung mit dem thermischen Verfahren kombiniert sollte.

Ein wirtschaftlicher Trockensubstanzgehalt der Preßschnitzel kann z.B. hinsichtlich der Auslegung einer Presse unter folgenden Bedingungen durch den optimalen Einsatz der Kapazität der Presse verwirklicht werden: Die bei der Zuckerproduktion innerhalb einer bestimmten Zeit (z.B. ein Tag oder eine Kampagne) erzeugten extrahierten Zuckerrübenschnitzel (Menge  $M_0$  mit Restwasser  $X_0$ ) müßten innerhalb

einer bestimmten Preßdauer  $t$  unter einem bekannten Druck  $p_0$  abgepreßt und anschließend getrocknet werden. D.h.  $M_0$ ,  $X_0$ ,  $t$  und  $p_0$  sind konstant.

Je größer die Kapazität der Presse ist, desto größer sind die Anlagenkosten, aber desto kleiner ist das Restwasser  $X$  der Preßschnitzel bzw. desto geringer ist der Energiebedarf bei der Schnitzeltrocknung.

Sollte dieser Zusammenhang mathematisch beschrieben werden, könnte man von den gesamten Kosten  $K$  ausgehen, die vereinfacht aus den Kosten der Anlage (Presse) (proportional zur Arbeitsfläche  $A_p$  der Presse) und den Energiekosten bei der Trocknung (proportional zum Restwasser  $X$ ) bestehen:

$$K = a \cdot A_p^n + b \cdot X. \quad (5.1-13)$$

$K$  auf die gesamte Trockenmasse der Schnitzel bezogene Gesamtkosten

$a, n$  von den Kosten der Anlage (Presse) abhängige Konstanten

$b$  vom Preis der Wärmeenergie abhängige Konstante

$X$  Restwasser,  $X \equiv (1-TS)/TS$

Nach dem Zwei-Zonen-Modell gilt

$$X = X_E + (X_0 - X_E) \exp \left[ \frac{R_0}{r} - \sqrt{\frac{R_0^2}{r^2} + \frac{2p_0 \rho_L t}{\mu_L r (X_0 - X_E) M_0 TS_0}} A_p \right] \quad (5.1-14)$$

$r$ ,  $R_0$  und  $X_E$  sind unabhängig von der Einwaage  $M_0$  und bleiben bei konstantem Druck  $p_0$  konstant.

Mit obigen zwei Gleichungen folgt

$$K = a \cdot A_p^n + b_1 / \exp(b_2 \cdot \sqrt{A_p}) + b_3 \quad (5.1-15)$$

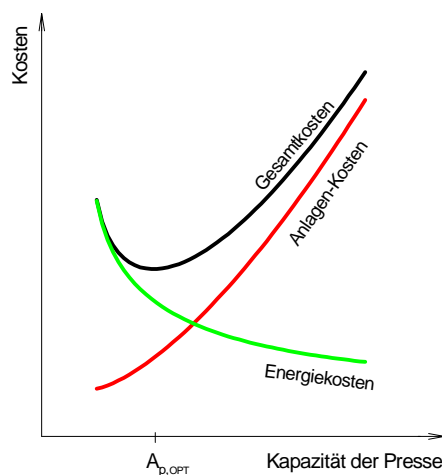
$b_1, b_2, b_3$  Konstanten

$$b_1 = b \cdot (X_0 - X_E)$$

$$b_2 \approx \sqrt{\frac{2p_0 \rho_L t}{\mu_L r (X_0 - X_E) M_0 TS_0}}$$

$$b_3 = b \cdot X_E$$

Das Minimum des  $K$ -Wertes entspricht dann dem wirtschaftlichen Einsatz der Presse ( $A_{p,OPT}$ ). Schematisch stellt Abb. 5.1-7a dieses Prinzip dar.



**Abb. 5.1-7a**

Schema einer wirtschaftlichen Kapazität der Presse  $A_{p, OPT}$



Hinsichtlich der Praxis in einer Zuckerfabrik kann die Aufgabe so formuliert werden: Eine bestimmte Menge ( $M_0$ ) von extrahierten Schnitzeln mit etwa gleichem Restwasser  $X_0$  soll unter festgelegtem Druck  $p_0$  zuerst bis zu einem Restwasser  $X$  abgepreßt und anschließend getrocknet werden. Die gesamten Kosten sind also durch zwei Betriebskosten (für Abpressung und Trocknung)

$$K = c_0 + c_t \cdot t + b_0 + b_1 \cdot X \quad (5.1-16)$$

$c_0, c_t$     Einflußfaktor der Kosten der mechanischen Entwässerung (konstant)

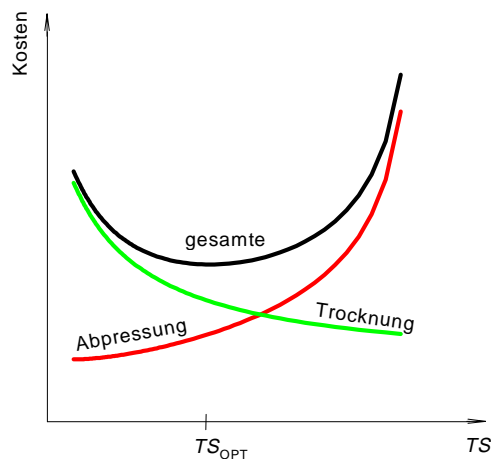
$b_0, b_1$     Einflußfaktor der Kosten der thermischen Entwässerung (konstant)

gegeben. Je kleiner das Restwasser  $X$  der Preßschnitzel ist, desto größer ist der Zeitbedarf  $t$  bzw. desto größer sind die Betriebskosten ( $c_0 + c_t \cdot t$ ) bei der Schnitzelabpressung, aber desto kleiner sind die Energiekosten ( $b_0 + b_1 \cdot X$ ) bei der Schnitzeltrocknung. Deswegen ist ein wirtschaftliche Restwassergehalt  $X$  der Preßschnitzel (oder eine wirtschaftliche Preßzeit  $t$ ) anzustreben. Dies sieht man in Abb. 5.1-7b, die eine graphische Darstellung der Kombination von Gl. (5.1-14) und (5.1-16), nämlich

$$K \approx c_0 + c_1 \cdot \ln^2 \left( \frac{X - X_E}{X_0 - X_E} \right) + b_0 + b_1 \cdot X, \quad (5.1-17)$$

$$c_1 = c_t \cdot \frac{\mu_L \cdot r \cdot (X_0 - X_E) \cdot M_0 \cdot TS_0}{2p_0 \cdot \rho_L \cdot A_p}$$

ist (s. a. Abb. 1.1-2).



**Abb. 5.1-7b**

Schema eines wirtschaftlichen Trockensubstanzgehaltes  $TS_{OPT}$  der Preßschnitzel

## 5.2 Anwendung der Standardmethode

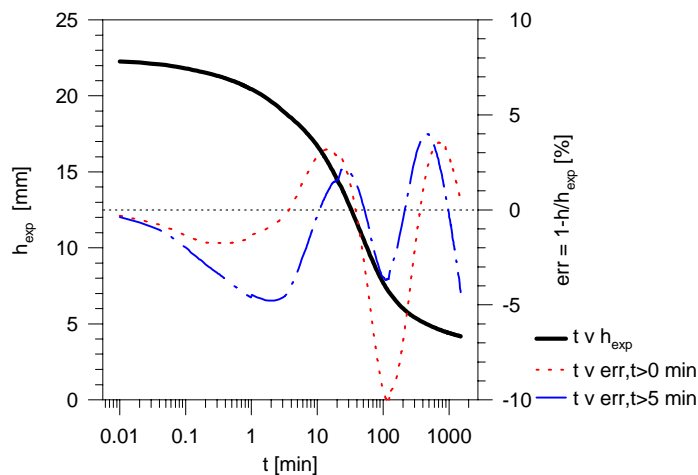
### 5.2.1 Fehlerabweichung

Die kinetische Gleichung des Zwei-Zonen-Modells für die Schnitzelabpressung unter konstantem Druck lautet (s. Kap. 3.4):

$$\ln(1-U) = \frac{R_0}{r} - \left[ \left( \frac{R_0}{r} \right)^2 + \frac{2p_0 t}{\mu_L r (h_0 - h_E)} \right]^{1/2}. \quad (3.4-22)$$

$$1-U = \frac{h-h_E}{h_0-h_E} \quad (3.4-23)$$

Um die Kalkulationsfehler des Zwei-Zonen-Modells zu verkleinern, wurde angenommen, daß insbesondere die Anfangsphase der Abpressung weniger präzis simuliert werden kann. Daher wurden willkürlich nur die Meßpunkte im Bereich  $t > 5$  min benutzt. Die Kalkulationsfehler liegen dann bei etwa  $\pm 5$  % im Bereich  $t > 5$  min (Abb. 5.2-1a).



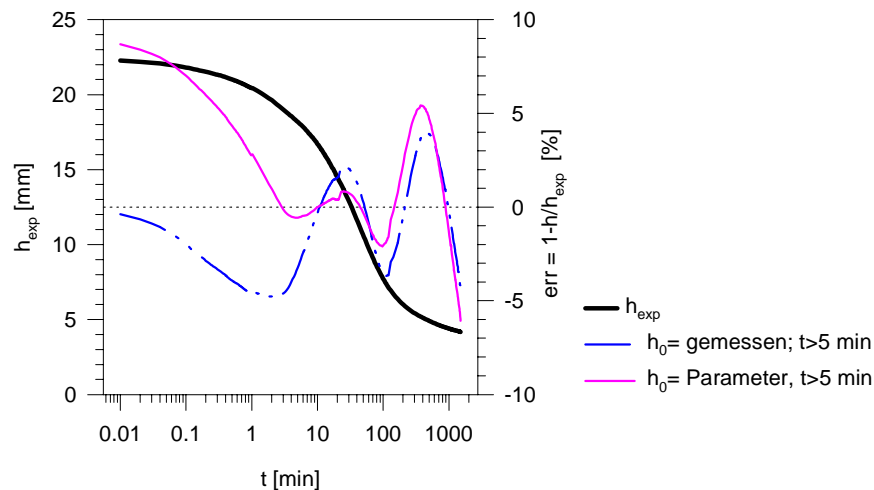
**Abb. 5.2-1a**

Vergleich der Kalkulationsfehler err des Zwei-Zonen-Modells zwischen  $t > 0$  und  $t > 5$  min (Versuch: 17B2050)

In Kap. 4 wurde die Starthöhe der Entwässerung empirisch als die Höhe, bei der der monoton zunehmende Druck  $p$  den Wert  $p_0$  erreicht hat, definiert:

$$h = h_0, \text{ für } p \rightarrow p_0.$$

Allerdings enthält das Material in der frühen Phase des Prozesses sehr wahrscheinlich noch Luft. Deswegen wird die Starthöhe in der Standardmethode als Anpassungsparameter ( $h_{0M}$ ) freigegeben. Damit werden die Kalkulationsfehler in der früheren Phase des Prozesses ( $5 < t < 100$  min für den Versuch 17B442050) weiter verkleinert (Abb. 5.2-1b). Im Folgenden wird diese Methode, nämlich die Beschränkung auf die Meßpunkte für den Bereich  $t > 5$  min und die Freigabe der Starthöhe als Parameter, mit **Standardmethode** bezeichnet.



**Abb. 5.2-1b** Vergleich der Kalkulationsfehler  $err$  ( $t > 5$  min) des Zwei-Zonen-Modells zwischen  $h_0 = \text{Parameter}$  und  $h_0 = \text{gemessen}$  (Versuch: 17B2050)

### 5.2.2 Einfluß der Schnitzeleinwaage auf die Modellparameter

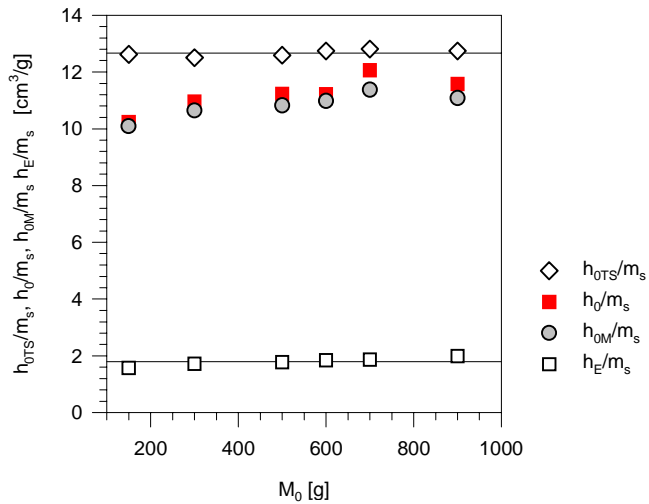
Mit der Standardmethode werden die Parameter  $r$ ,  $h_E$ ,  $R_0$  und  $h_{0M}$  für verschiedene Einwaagen berechnet. Tab. 5.2-1 zeigt diese Werte für extrahierte Zuckerrübenschnitzel, die einheitlich mit  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$  behandelt waren.

**Tab. 5.2-1** Einfluß der Schnitzeleinwaage  $M_0$  auf die Parameter  $r$ ,  $R_0$ ,  $h_E$  und  $h_{0M}$

Experimentelle Daten						Modellparameter			
Serie	Versuch	Behandl.	$M_0$	$p_0$	$TS_a$	$r$	$R_0/r$	$h_E$	$h_{0M}$
			g	bar	%	$10^{10}/\text{mm}$	-	mm	mm
01B	01B4415	$\text{Ca}^{2+}$	150	25.0	7.709	41.9	0.47	1.10	6.60
01B	01B4430	$\text{Ca}^{2+}$	300	25.0	7.777	26.0	1.19	2.32	14.05
01B	01B4450	$\text{Ca}^{2+}$	500	25.0	7.727	32.2	0.76	3.96	23.65
01B	01B4460	$\text{Ca}^{2+}$	600	25.0	7.636	22.2	1.31	4.84	28.45
01B	01B4470	$\text{Ca}^{2+}$	700	25.0	7.599	45.6	1.13	5.64	34.22
01B	01B4490	$\text{Ca}^{2+}$	900	25.0	7.636	30.6	1.62	7.78	43.08

Der auf die Trockenmasse bezogene Modellparameter für den Zustand bei unendlich langer Abpressung  $h_E/m_S$  bleibt weiterhin von der Schnitzeleinwaage unabhängig, während der vom Modell aus Meßdaten nach 5 min extrapolierte Anfangszustand  $h_{0M}/m_S$  mit der Einwaage  $M_0$  leicht zunimmt (Abb. 5.2-2a).

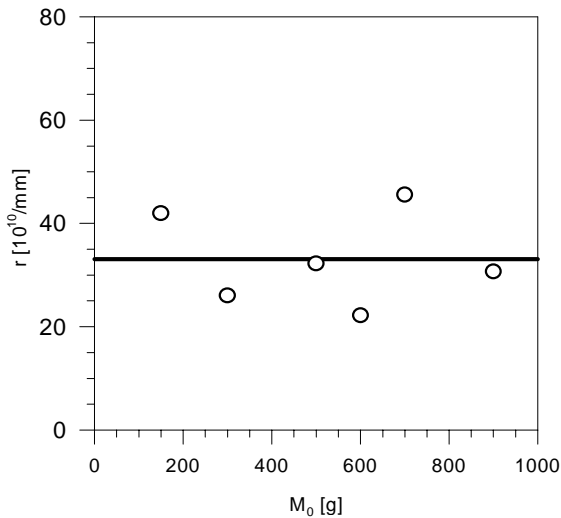
Die vom Modell extrapolierte Starthöhe  $h_{0M}$  liegt immer etwas unterhalb der beim Erreichen der Kraft von 1 kN (0.56 bar) gemessenen Höhe  $h_0$ . Beide sind deutlich -- zunehmend mit kleinerer Einwaage -- kleiner als die aus dem anfänglichen Trockensubstanzgehalt gemäß Gl. (5.1-9c) berechnete Höhe  $h_{0TS}$ . Dieser Befund zeigt, daß während des Druckaufbaus von 0.56 auf 25 bar eine „Vorabpressung“, die nicht proportional zur Einwaage ist, abläuft. Zwischen den Schnitzeln vorhandene Luft könnte dabei eine Rolle spielen.



**Abb. 5.2-2a**

Einfluß der  
Schnitzeleinwaage auf  
( $h_{0M}/m_s$ ) und ( $h_E/m_s$ ) sowie  
Auftragung von  $h_{0TS}/m_s$ ,  
 $h_0/m_s$  gegen die  
Schnitzeleinwaage  $M_0$   
(Versuche: Serie 01B,  $p_0 =$   
25 bar)

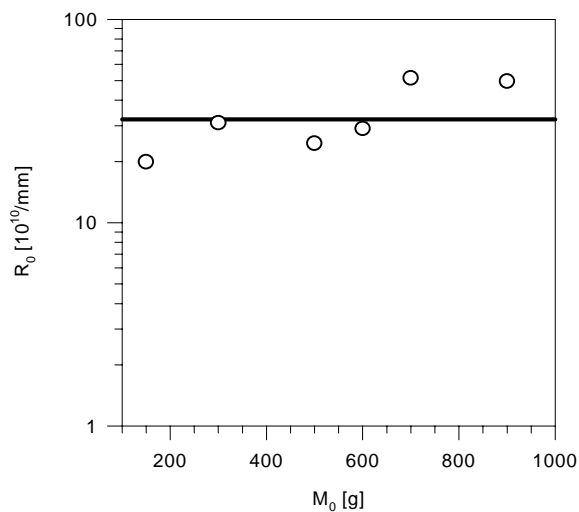
Der kinetische Parameter  $r$  bleibt wie schon im Kap. 4.3 dargestellt von der Schnitzeleinwaage unabhängig (Abb. 5.2-2b).



**Abb. 5.2-2b**

Einfluß der Schnitzeleinwaage  
auf den Parameter  $r$  bei  $p_0 = 25$   
bar (Versuche: Serie 01B)

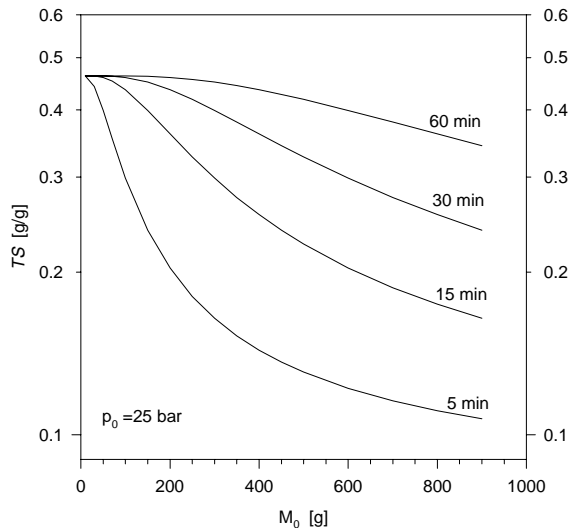
Den Parameter  $R_0$  aus der Standardmethode sieht man in Abb. 5.2-2c. Er ist von der Einwaage unabhängig.



**Abb. 5.2-2c**

Einfluß der Schnitzeleinwaage  
auf den Parameter  $R_0$  bei  $p_0 =$   
25 bar (Versuche s. Serie 01B)

Mit dem Zwei-Zonen-Modell sowie den oben berechneten Mittelwerten von  $r$ ,  $R_0$  und  $h_E/m_s$  kann der Einfluß der Schnitzeleinwaage auf den Trockensubstanzgehalt im experimentell schwer zugänglichen kleinen Bereich extrapoliert werden (Abb. 5.2-2d). Diese Darstellung stimmt mit dem Experiment (Abb. 5.2-1a) überein, obwohl der Kalkulationsfehler relativ groß ist.



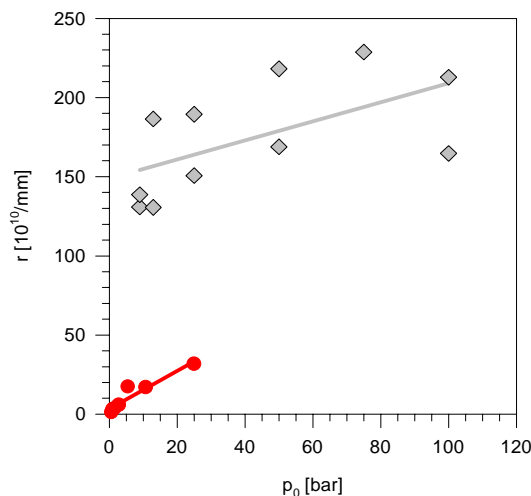
**Abb. 5.2-2d**

Einfluß der Schnitzeleinwaage  $M_0$  auf den Trockensubstanzgehalt, berechnet nach dem Zwei-Zonen-Modell ( $r = 33.08 \cdot 10^{10} \text{ mm}^{-1}$ ,  $R_0 = 34.24 \cdot 10^{10} \text{ mm}^{-1}$ ,  $h_E/m_s = 1.78 \text{ g/cm}^2$ ,  $TS_0 = 7.65\%$ ; aus den Versuchsserie 01B)

### 5.2.3 Einfluß des Drucks auf die Modellparameter

Mit der Standardmethode wurden die Parameter  $r$ ,  $h_E$ ,  $R_0$  und  $h_{0M}$  für verschiedene Einwaagen berechnet (Tab. 5.2-2).

Für die mit sowohl  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$  als auch  $\text{H}_2\text{O}$  behandelten extrahierten Zuckerrübenschnitzel nimmt der kinetische Parameter  $r$  mit dem Druck  $p_0$  zu (Abb. 5.2-3a).



**Abb. 5.2-3a**

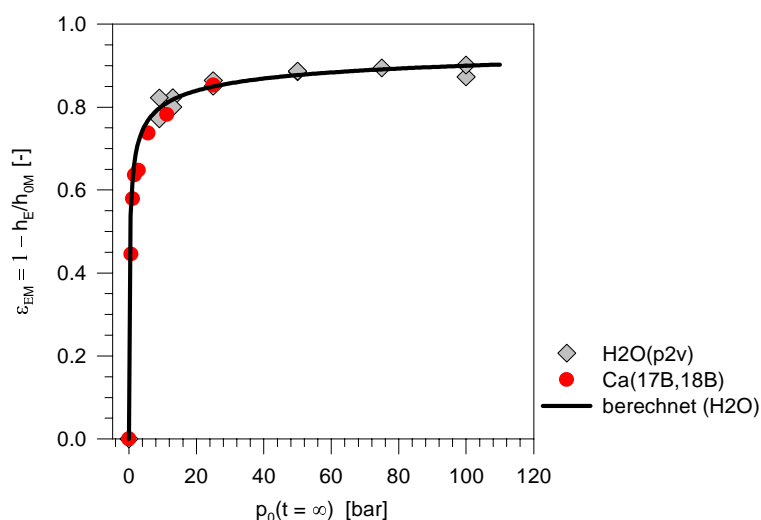
Druckabhängigkeit des Parameters  $r$  (Versuche: 17B-, 18B- und p2v-Serie in Tab. 5.2-2)

Der Endzustand  $h_E/m_s$  (oder  $\varepsilon_E$ ) läßt sich weiterhin mit der Potenzfunktion

$$\varepsilon_E = 1 - \left(1 + p_0 / p_a\right)^{-\beta} \quad (t = \infty, \varepsilon_E = 1 - h_E / h_0) \quad (4.1-4)$$

beschreiben (Abb.5.2-3b; s. Kap. 4.1).

Dabei gilt  $p_a = 0.886 \text{ [bar]} \pm 50 \%$  und  $\beta = 0.505 [-] \pm 10 \%$  für die mit  $\text{H}_2\text{O}$  behandelten Schnitzel bis 100 bar.



**Abb. 5.2-3b**

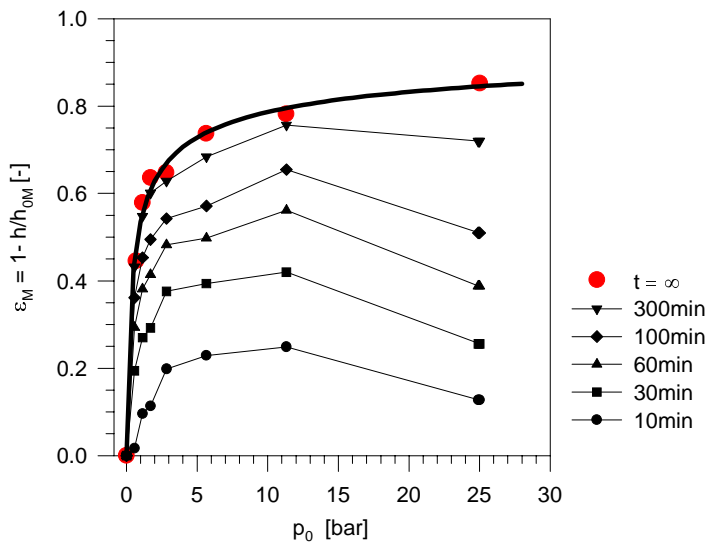
Nicht-lineare Elastizität  
des uniformen  
Preßkuchens (Versuche:  
Serie 17B, 18B, p2v in  
Tab. 5.2-2)

**Tab. 5.2-2** Einfluß des Drucks  $p_0$  auf die Parameter  $r$ ,  $R_0$ ,  $h_E$  und  $h_{0M}$

Behandlung: $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ ; Abpressung mit einer Lloyd-Presse (Kampagne 1995)											
Experimentelle Daten								Modellparameter			
Serie	Versuch	Behandl.	$M_0$	$p_0$	$TS_a$	$h_{0TS}$	$h_0$	$r$	$R_0/r$	$h_E$	$h_{0M}$
			g	bar	%	mm	mm	$10^{10}/\text{mm}$	-	mm	mm
17B	17B0150	$\text{Ca}^{2+}$	500	0.7	7.392	27.56	19.57	1.30	1.0	10.58	19.12
17B	17B0250	$\text{Ca}^{2+}$	500	1.1	7.375	27.56	19.06	3.10	0.4	7.89	18.79
17B	17B0350	$\text{Ca}^{2+}$	500	1.7	7.623	27.54	20.04	3.71	0.5	7.16	19.76
17B	17B0550w	$\text{Ca}^{2+}$	500	2.8	7.182	27.58	19.64	6.00	0.4	6.32	17.85
17B	17B1050	$\text{Ca}^{2+}$	500	5.6	7.256	27.58	22.04	17.3	0.1	5.32	20.12
17B	17B2050	$\text{Ca}^{2+}$	500	11.3	7.970	27.50	22.36	17.1	0.8	4.11	20.33
17B	17B4450	$\text{Ca}^{2+}$	500	25.0	7.472	27.55	21.86	103	0.4	4.40	21.86
18B	18B4450	$\text{Ca}^{2+}$	500	25.0	7.402	27.56	21.87	31.8	2.0	3.23	19.68
Behandlung: $\text{H}_2\text{O}$ ; Abpressung mit einer Sorcus-Presse (Kampagne 1993)											
Experimentelle Daten								Modellparameter			
Serie	Versuch	Behandl.	$M_0$	$p_0$	$TS_a$	$h_{0TS}$	$h_0$	$r$	$R_0/r$	$h_E$	$h_{0M}$
			g	bar	%	mm	mm	$10^{10}/\text{mm}$	-	mm	mm
p2v	p2v49	$\text{H}_2\text{O}$	250	9	7.33	13.75	-	131	0.9	2.15	9.43
p2v	p2v48	$\text{H}_2\text{O}$	250	13	7.60	13.75	-	186	$\approx 0$	1.78	10.08
p2v	p2v47	$\text{H}_2\text{O}$	250	25	7.60	13.77	-	151	0.004	1.71	11.44
p2v	p2v46	$\text{H}_2\text{O}$	250	50	7.88	13.77	-	168	$\approx 0$	1.25	10.88
p2v	p2v45	$\text{H}_2\text{O}$	250	100	7.88	13.78	-	165	0.8	1.43	11.25
p2v	p2v50	$\text{H}_2\text{O}$	250	9	7.33	13.78	-	139	0.03	2.089	11.76
p2v	p2v51	$\text{H}_2\text{O}$	250	13	7.50	13.77	-	131	0.4	2.06	10.3
p2v	p2v52	$\text{H}_2\text{O}$	250	25	7.43	13.78	-	189	0.006	1.66	12.19
p2v	p2v53	$\text{H}_2\text{O}$	250	50	7.24	13.78	-	218	$\approx 0$	1.25	11.7
p2v	p2v54	$\text{H}_2\text{O}$	250	75	7.10	13.80	-	229	$\approx 0$	1.17	11.10
p2v	p2v55	$\text{H}_2\text{O}$	250	100	7.10	13.80	-	213	$\approx 0$	1.07	10.83

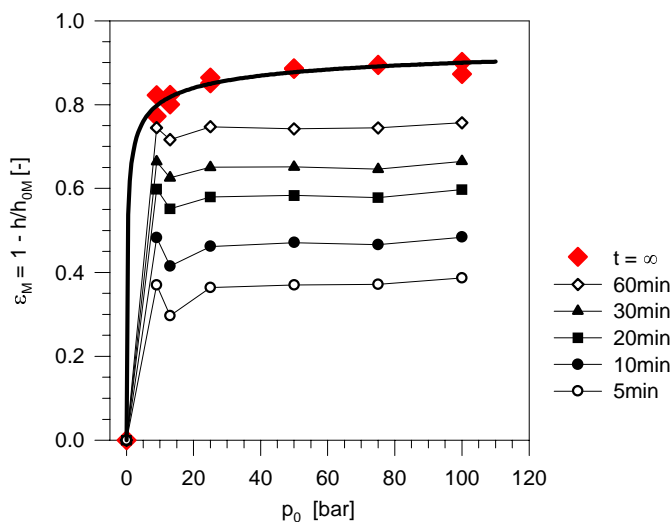
„-“: Ein Druckverlauf kann mit der Sorcus-Presse nicht gemessen werden. Damit fehlt die Voraussetzung zur exakten experimentellen Bestimmung des  $h_0$ -Wertes ( $p \rightarrow p_0$ ).

Die verschiedenen isochronen Dehnungs-Druck-Linien sieht man für die mit  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$  behandelten Schnitzel in Abb. 5.2-3c und für die mit  $\text{H}_2\text{O}$  behandelten Schnitzel in Abb. 5.2-3d.



**Abb. 5.2-3c**

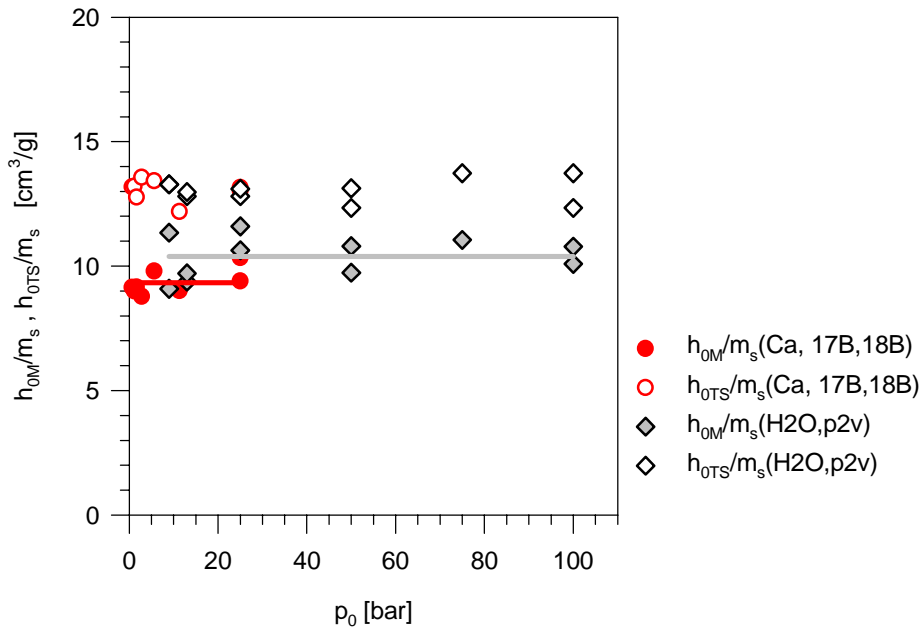
Isochrone negative Dehnung  
als Funktion des Druckes  
(Versuch: Serie 17B, 18B in  
Tab. 5.2-2)



**Abb. 5.2-3d**

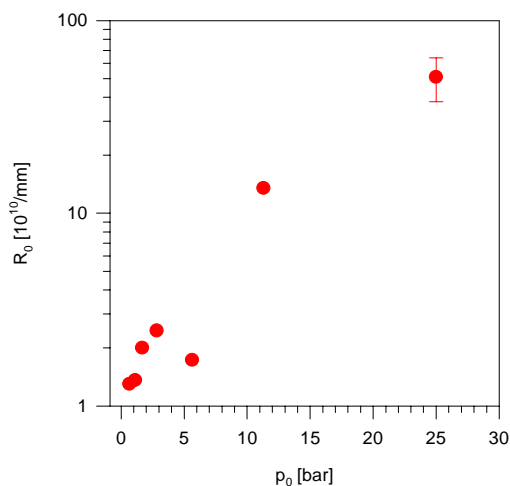
Isochrone negative Dehnung  
als Funktion des Druckes  
(Versuch: Serie p2v in Tab.  
5.2-2)

Im Unterschied zu  $h_E/m_S$  (oder  $\varepsilon_E$ ) ist der Startpunkt  $h_{0M}/m_S$  unabhängig von der Druckänderung, während für alle Versuche die  $h_{0M}/m_S$ -Werte kleiner als die mit dem anfänglichen Trockensubstanzgehalt berechneten Höhen  $h_{0TS}/m_S$  bleiben (Abb. 5.2-3e). Weil kein Druckverlauf für diese Versuche vorhanden ist, werden die  $h_0/m_S$ -Werte nicht dargestellt.



**Abb. 5.2-3e** Anpassungsparameter  $h_{0M}/m_s$  und mit anfänglichem Trockensubstanzgehalt berechnete Starthöhe  $h_{0TS}/m_s$  als Funktion des angewandten Drucks  $p_0$   
(Versuche: Serie 17B, p2v in Tab. 5.2-2)

In Abb. 5.2-3f ist der Parameter  $R_0$  als Funktion des angewandten Druckes dargestellt. In der Standardmethode sind die berechneten  $R_0$ -Werte im Sinne einer Extrapolation zu verstehen. Die Genauigkeit dieser Extrapolation ist jedoch wegen der willkürlichen Benutzung der Meßdaten ab 5 min begrenzt. Es ist deswegen nicht erwartet, wichtige Aussage aus den berechneten  $R_0$ -Werten zu erhalten.



**Abb. 5.2-3f**  
Druckabhängigkeit des  
Modellparameters  $R_0$   
(Versuche: Serie 17B, 18B in  
Tab. 5.2-2)

Die aus der Anwendung der Standardmethode resultierenden Ergebnisse können wie folgt zusammengefaßt werden:

- Der kinetische Parameter, der anfängliche Filtrationswiderstand  $R_0$  und die Endhöhe  $h_E/m_s$  sind unabhängig von der Einwaage. Die dem Modell entsprechend extrapolierte Starthöhe  $h_{0M}/m_s$  nimmt mit der Einwaage zu.



- Der kinetische Parameter  $r$  und der Filtrationswiderstand  $R_0$  nehmen mit dem angewandten Druck zu, während der Endzustand  $h_E$  bzw.  $\varepsilon_E$  eine nicht-lineare Endelastizität aufweist und durch eine Potenzfunktion des Druckes beschrieben werden kann.

### 5.3 Einfluß von Preßhilfsmitteln (Ionenaustausch)

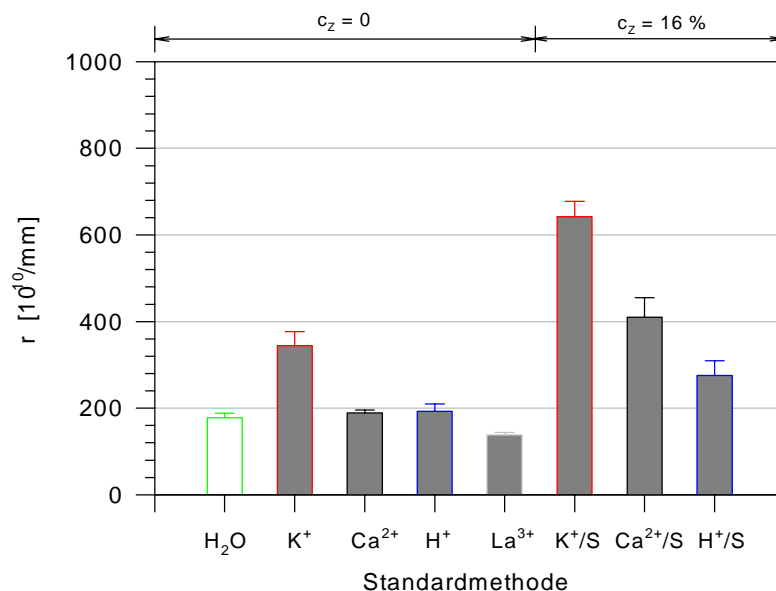
Ionenaustauschvorgänge verändern über die chemische Beeinflussung der Schnitzelgerüstsubstanz die makroskopisch physikalische Eigenschaft der Schnitzel. Um den Einfluß des Ionenaustausches auf die Preßkinetik zu beschreiben, wurden die Parameter  $r$ ,  $R_0$ ,  $h_E$ , und  $h_{0M}$  mit der Standardmethode berechnet (Tab. 5.3-1).

Die Mittelwerte von  $r$ ,  $TS_{nE}$  und  $R_0/r$  für die Versuche 03Q01, 03Q02, 03S06, 11Q03, 11Q02, 15Q03, 15Q01, 23Q03, 23Q01 (Schnitzel waren mit  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$  behandelt) wurden als Vergleichsbasis berechnet. Danach wurden die Einzelversuchsdaten gemäß

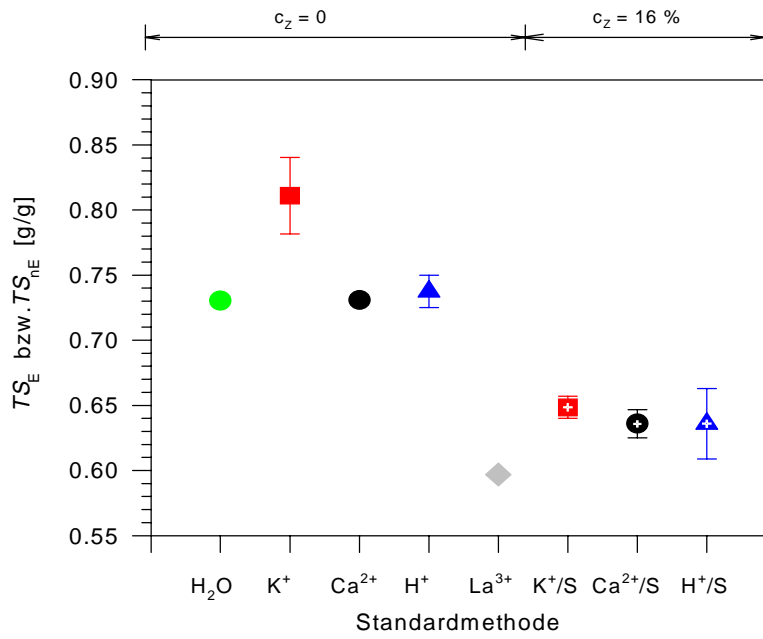
$$Y_{\text{normiert}} = Y_{\text{Versuch}} \cdot Y_{\text{Mittelwert für Ca}^{2+}\text{-Schnitzel der Basisversuche}} / Y_{\text{Mittelwert für Ca}^{2+}\text{-Schnitzel gleicher Gruppe}}$$

normiert (Abb. 5.3-1a, b, c, d).

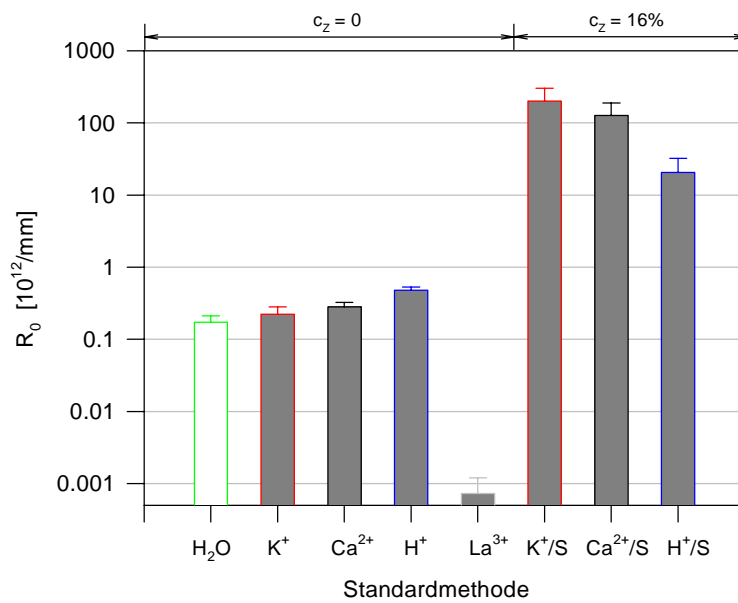
Die Veränderung der Parameter  $r$ ,  $TS_{nE}$  und  $R_0$  durch den Ionenaustausch sieht man in den Abb. 5.3-1a, b c. Der Anpassungsparameter  $h_{0M}/m_S$  bleibt nach Abb. 5.1-1d bei gleichem Material konstant.



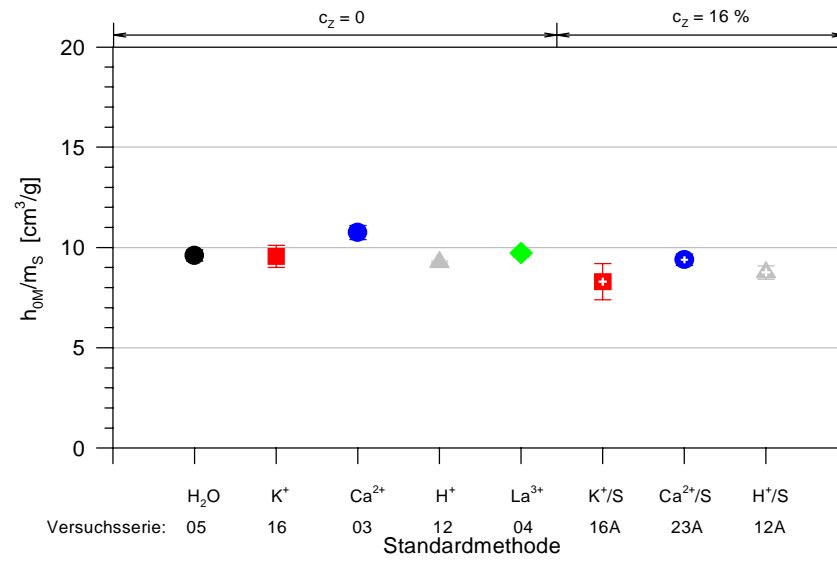
**Abb. 5.3-1a** Materialspezifischer Parameter  $r$  bei  $p_0 = 100$  bar (S = Saccharose)



**Abb. 5.3-1b** Einfluß des Ionenaustausches auf den Trockensubstanzgehalt  $TS_E$  des uniformen Preßkuchens ( $t = \infty$ ) (S = Saccharose)



**Abb. 5.3-1c** Einfluß des Ionenaustausches auf den Modellparameter  $R_0$  (S = Saccharose)



**Abb. 5.3-1d** Die auf Trockenmasse bezogene Starthöhe ( $h_{0M}/m_S$ ) und ihre Abweichung (S = Saccharose)

**Tab5.3-1** Einflüsse des Ionenaustausches auf die Parameter des Zwei-Zonen-Modells $(M_0 = 250 \text{ g}, p_0 = 100 \text{ bar})$ 

Gruppe	Versuch	Behandlung	Experimentelle Daten					Modellparameter			
			$TS_a$	$TS_F$	$M_F$	$h_F$	$c_Z$	$h_0$	$h_E$	$R_0/r$	$r$
			g/g	g/g	g	mm	g/g	mm	mm	-	$10^{12}/\text{mm}$
01	05Q01	H <sub>2</sub> O	0.0739	0.740	26.00	1.06	0.00	10.15	1.08	0.2	2.23
	05Q02	H <sub>2</sub> O	0.0702	0.748	24.58	1.32	0.00	10.29	1.35	0.34	2.49
	03Q01	Ca <sup>2+</sup>	0.0681	0.751	25.10	0.93	0.00	10.70	1.06	0.5	1.76
	03Q02	Ca <sup>2+</sup>	0.0681	0.707	24.08	0.93	0.00	10.29	0.95	0.5	2.86
	03S06	Ca <sup>2+</sup>	0.0728	0.716	25.85	0.99	0.00	9.52	1.03	1.8	1.76
	04Q01	La <sup>3+</sup>	0.0732	0.728	24.95	0.91	0.00	9.77	1.05	0.004	1.50
	04Q02	La <sup>3+</sup>	0.0672	0.744	25.73	1.03	0.00	9.92	1.40	0	1.64
	04Q03	La <sup>3+</sup>	0.0706	-	-	1.38	0.00	9.88	1.30	0.001	1.85
02	11Q03	Ca <sup>2+</sup>	0.0668	0.731	24.45	0.97	0.00	10.55	1.02	0.003	1.562
	11Q02	Ca <sup>2+</sup>	0.0668	0.541	34.35	1.38	0.00	11.75	1.02	0.001	1.49
	11AQ03	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2242	0.696	31.24	1.30	0.167	8.71	1.28	0.9	4.34
	11AQ02	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2242	0.450	53.27	2.28	0.167	11.25	1.28	0.003	4.77
	12Q03	H <sup>+</sup>	0.0710	0.742	24.48	0.99	0.00	9.99	1.05	0.003	1.80
	12Q01	H <sup>+</sup>	0.0710	0.557	33.69	1.45	0.00	10.21	1.05	0.003	1.82
	12AQ03	H <sup>+</sup> /Sac	0.2242	0.687	29.45	1.14	0.144	9.28	1.19	0.2	3.05
	12AQ02	H <sup>+</sup> /Sac	0.2242	0.508	44.86	1.84	0.144	10.23	1.19	0.003	2.82
	12AQ01	H <sup>+</sup> /Sac	0.2242	0.451	49.88	2.20	0.138	10.49	1.15	0.001	4.98
03	15Q03	Ca <sup>2+</sup>	0.0674	0.732	25.28	0.98	0.00	11.47	1.02	0.002	1.70
	15Q01	Ca <sup>2+</sup>	0.0674	0.402	44.15	1.38	0.00	12.14	1.02	0.001	1.46
	15AQ03	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2219	0.695	30.89	1.25	0.156	8.41	1.26	0.7	4.11
	15AQ02	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2219	0.488	47.10	2.03	0.156	10.27	1.26	0.002	4.07
	16Q03	K <sup>+</sup>	0.0630	0.733	23.20	0.90	0.00	9.65	0.88	0.001	3.47
	16Q01	K <sup>+</sup>	0.0630	0.460	36.75	0.910	0.00	10.78	0.88	0.001	3.35
	16Q02	K <sup>+</sup>	0.0630	0.484	35.22	1.58	0.00	9.80	0.88	0.001	3.76
	16AQ03	K <sup>+</sup> /Sac	0.2242	0.678	29.37	1.22	0.138	8.57	1.15	0.4	5.99
	16AQ02	K <sup>+</sup> /Sac	0.2242	0.451	49.88	2.20	0.138	10.49	1.15	0.001	4.98
04	19Q02*	Ca <sup>2+</sup>	0.0676	0.654	25.97	1.01	0.00	10.71	0.97	0.4	3.35
	19Q01*	Ca <sup>2+</sup>	0.0676	0.511	33.53	1.57	0.00	12.07	0.97	0.8	3.07
	20Q02*	K <sup>+</sup>	0.0653	0.702	25.28	0.94	0.00	10.50	0.75	0.6	5.99
	20Q01*	K <sup>+</sup>	0.0653	0.459	36.38	1.68	0.00	10.21	0.75	0.3	5.96
	20Q03**	Ca <sup>2+</sup>	0.0473	0.704	17.13	0.72	0.00	6.50	0.66	0.46	3.81
05	21Q01**	Ca <sup>2+</sup>	0.0462	0.426	27.84	0.97	0.00	7.97	0.660	0.001	3.65
	21AQ01**	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2026	0.412	42.25	1.67	0.157	8.54	0.89	0	5.03
	22Q03**	K <sup>+</sup>	0.0477	0.707	17.64	0.63	0.00	9.05	0.55	0.04	4.39
	22Q02**	K <sup>+</sup>	0.0477	0.440	28.67	1.32	0.00	9.10	0.55	0.002	4.75
	23Q03	Ca <sup>2+</sup>	0.0736	0.733	27.88	1.05	0.00	10.81	1.12	0.003	2.08
	23Q01	Ca <sup>2+</sup>	0.0736	0.536	37.65	1.66	0.00	10.69	1.12	0.002	2.18
	23AQ03	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2294	0.681	31.25	1.18	0.151	9.09	1.20	0.4	3.79
	23AQ02	Ca <sup>2+</sup> /Sac	0.2294	0.473	47.46	2.08	0.151	8.92	1.15	0.5	3.24
	24Q03	H <sup>+</sup>	0.0715	0.736	25.87	1.01	0.00	10.18	1.00	0.005	1.97
06	24Q02	H <sup>+</sup>	0.0715	0.549	36.42	1.58	0.00	10.69	1.08	0.004	1.75
	24AQ03	H <sup>+</sup> /Sac	0.2323	0.695	30.01	1.24	0.156	8.98	1.31	0.3	2.93
	24AQ02	H <sup>+</sup> /Sac	0.2323	0.423	59.07	1.87	0.156	10.97	1.31	0.001	2.35
	24AQ01	H <sup>+</sup> /Sac	0.2323	0.423	59.07	1.87	0.156	10.97	1.31	0.001	2.35

\*) die Fabrikschnitzel hatten sich möglicherweise wegen langer Lagerung (10 Tage, 4°C) vor der Behandlung verändert.

\*\*) im Institut extrahierte (keimarme) Schnitzel aus frostgeschädigten Rüben

## 5.4 Einfluß der Saccharose

Saccharose ändert die Viskosität  $\mu_L$  der abgepreßten Flüssigkeit, die mit folgender Gleichung berechnet werden kann:

$$\log(\mu_L) = b_0 + b_1 \cdot \frac{c_Z}{1 - c_Z} \quad (5.4-1)$$

$\mu_L$  Viskosität reiner Saccharoselösung in cP ( $1\text{cP} = 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s} = 1.667 \cdot 10^{-10} \text{ bar}\cdot\text{min}$ )

$c_Z$  Konzentration der Saccharoselösung in Gewichtsanteilen, [-]

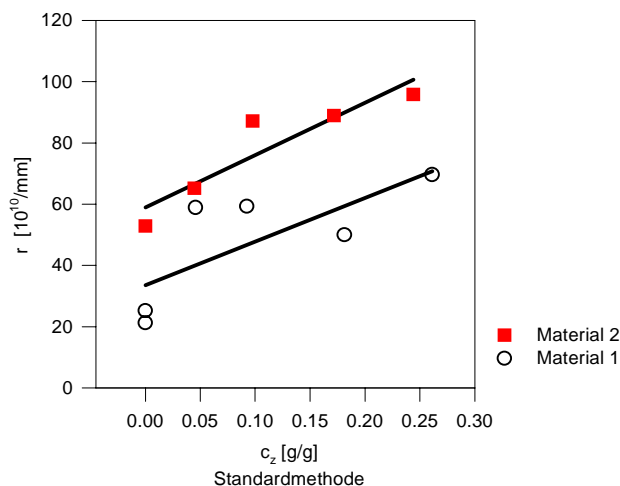
Dabei sind  $b_0 = -0.00426$  und  $b_1 = 1.1836$  ( $25^\circ\text{C}$ ) (berechnet aus Literaturwerten von  $\mu_L$  und  $c_Z$ , s. Bruhns et al. 1994).

Neben der Viskosität der Flüssigkeit wurden der kinetische Parameter  $r$ , der Endtrockensubstanzgehalt  $TS_{nE}$  sowie der anfängliche Widerstand  $R_0$  durch die Einwirkung der Saccharose geändert.

Einerseits wurden diese Parameter ( $r$ ,  $TS_E$  und  $R_0$ ) bei gleichem Material (gleiche Schnitzelbehandlung) unter gleichem Druck wegen der Einwirkung der Saccharose geändert (s. Abb. 5.3-1a, b, c und d).

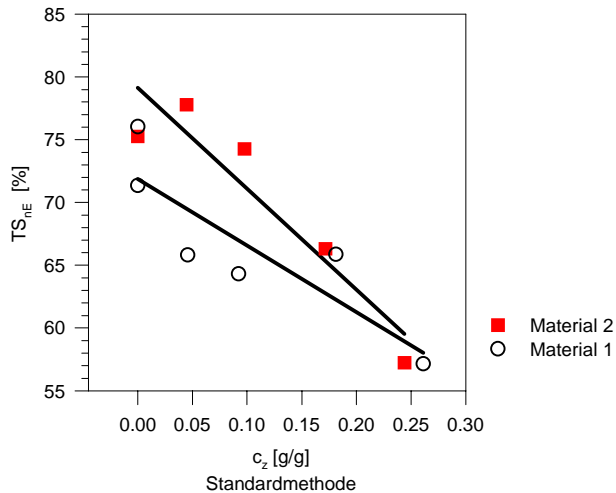
Die Parameter  $r$ ,  $R_0$ ,  $h_E$  bzw.  $TS_{nE}$  und  $h_{M0}$  bzw.  $TS_{n0}$ , als Funktion des Saccharosegehaltes in den gleich behandelten Schnitzeln, werden in den Abb. 5.4-1a, b, c dargestellt. Danach erhält man folgende Ergebnisse:

- Der kinetische Parameter  $r$  nimmt mit der Saccharosekonzentration  $c_Z$  deutlich zu (Abb. 5.4-1a).
- Der Endtrockensubstanzgehalt  $TS_{nE}$  nimmt dagegen mit zunehmender Saccharosekonzentration  $c_Z$  ab (Abb. 5.4-1b).
- Der anfängliche Widerstand  $R_0$  zeigt eine große Schwankung (Abb. 5.4-1c).
- Der anfängliche Trockensubstanzgehalt  $TS_{n0}$  als Anpassungsparameter ist unabhängig von der Saccharosekonzentration  $c_Z$  (Abb. 5.4-1d).



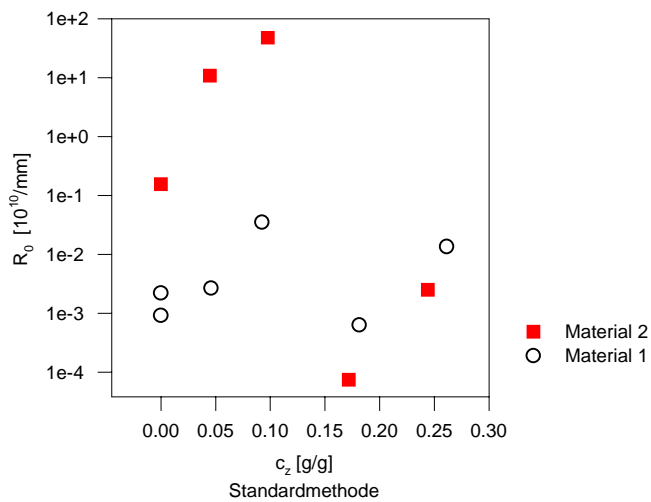
**Abb. 5.4-1a**

Einfluß der Saccharosekonzentration auf den kinetischen Parameter  $r$  (Behandlung:  $\text{Ca}^{2+}/\text{H}_2\text{O}$ ;  
Versuche mit Material 1: p2v05, p2v10, p2v15, p2v20, p2v29, p2v30;  
Versuche mit Material 2: p2v36, p2v48, p2v54, p2v60, p2v65)



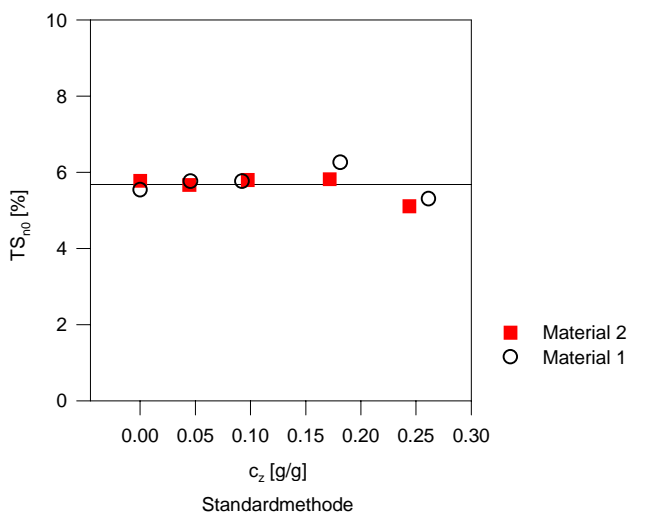
**Abb. 5.4-1b**

Einfluß der Saccharosekonzentration auf den Trockensubstanzgehalt  $TS_E$  ( $t = \infty$ ) (Behandlung:  $Ca^{2+}/H_2O$ ; Versuche mit Material 1: p2v05, p2v10, p2v15, p2v20, p2v29, p2v30; Versuche mit Material 2: p2v36, p2v48, p2v54, p2v60, p2v65)



**Abb. 5.4-1c**

Einfluß der Saccharosekonzentration auf den anfänglichen Widerstand  $R_0$  (Behandlung:  $Ca^{2+}/H_2O$ ; Versuche mit Material 1: p2v05, p2v10, p2v15, p2v20, p2v29, p2v30; Versuche mit Material 2: p2v36, p2v48, p2v54, p2v60, p2v65)



**Abb. 5.4-1d**

Einfluß der Saccharosekonzentration auf den anfänglichen Trockensubstanzgehalt  $TS_{n0}$  (Behandlung:  $Ca^{2+}/H_2O$ ; Versuche mit Material 1: p2v05, p2v10, p2v15, p2v20, p2v29, p2v30; Versuche mit Material 2: p2v36, p2v48, p2v54, p2v60, p2v65)

Der Unterschied (Parameter  $r$  und  $h_E$ ) zwischen Material 1 und 2 sollte seine in der verschieden langen Lagerung vor der Schnitzelbehandlung haben. Nach einer langen

Lagerung sind die Schnitzel (Material 2 in Abb. 5.4-1a, b, c und d) weicher geworden. Dies ergibt einen größeren kinetischen Parameter  $r$  (Abb. 5.4-1a) und einen höheren Endtrockensubstanzgehalt  $TS_{nE}$  (Abb. 5.4-1b).

Aus Abb. 5.3-1a, b, c und d sind die Einflüsse der Saccharose ( $c_z = 16\%$ ) auf die Abpressung der Schnitzel mit gleichen Gegenionen auch ersichtlich: Saccharose erhöht die  $r$ - und  $R_0$ -Werten und verkleinert den Endtrockensubstanzgehalt  $TS_{nE}$ .

Andererseits können die Einflüsse der unterschiedlichen ionischen Schnitzelbehandlungen in Gegenwart der Saccharose auf die Preßkinetik anhand der Abb. 5.3-1a, b, c und d miteinander verglichen werden:

- Für den kinetischen Parameter  $r$  gilt nach Abb. 5.3-1a

$$r_{K^+/Sac} > r_{Ca^{2+}/Sac} > r_{H^+/Sac}.$$

- Für den Endtrockensubstanzgehalt gilt nach Abb. 5.3-1b

$$TS_{nE, K^+/Sac} \approx TS_{nE, H^+/Sac} \approx TS_{nE, Ca^{2+}/Sac}.$$

- Für den anfänglichen Widerstand  $R_0$  gilt nach 5.3-1c

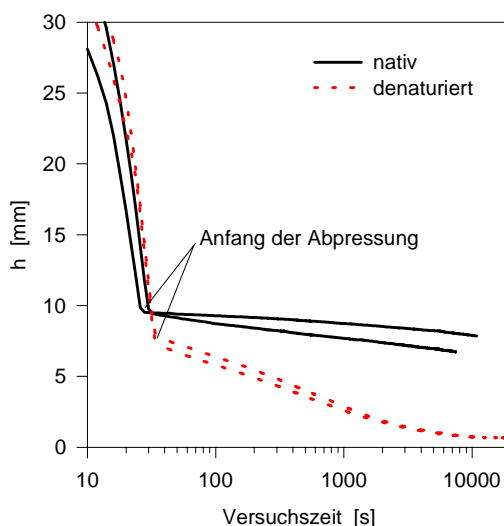
$$R_{0, K^+/Sac} \geq R_{0, Ca^{2+}/Sac} > R_{0, H^+/Sac}.$$

- Der Anpassungsparameter  $h_{0M}/m_S$  bleibt nach Abb. 5.3-1d bei verschiedenem Ionenaustausch etwa konstant:

$$[h_{0M}/m_S]_{K^+/Sac} \approx [h_{0M}/m_S]_{Ca^{2+}/Sac} \approx [h_{0M}/m_S]_{H^+/Sac}.$$

## 5.5 Einfluß der Extraktionstemperatur

Native Zuckerrübenschnitzel sind deutlich schlechter abpreßbar als denaturierte Schnitzel (Abb. 5.5-1).



**Abb. 5.5-1**

Abpressung nativer bzw.  
extrahierter Zuckerrübenschnitzel

Die thermische Beanspruchung mit einer ausreichenden Verweilzeit (z.B. eine 90 minütige Zuckerextraktion bei 70 °C) zerstört die Biomembranen der Rübenzellen (s. Abb. 2.2-1). Dadurch wird die Diffusionsgeschwindigkeit der Saccharose von den Vakuolen ins Extraktionswasser erhöht. Andererseits werden die Gerüstsubstanzen der Rübenschnitzel während der Extraktion je nach Temperatur, Verweilzeit, pH und

Härte des Extraktionswassers unterschiedlich aufgelöst (s. Abb. 2.2-4, 5 und 6). Dies führt zur Änderung der mechanischen Eigenschaften (z.B. des E-Moduls) des Materials (Abb. 2.2-7a, b und 2.2-8).

Um den Einfluß der Temperatur während der Extraktion auf die Schnitzelabpressung zu beschreiben, wurden die Parameter  $r$ ,  $R_0$ ,  $h_E$  und  $h_{0M}$  mit der Standardmethode berechnet (Tab. 5.5-1 und Abb. 5.5-2a, b, c und d).

**Tab. 5.5-1** Parameter des Zwei-Zonen-Modells aus der **Standardmethode** zur Beschreibung der Einflüsse der thermischen Behandlung der nativen Zuckerrübenschnitzel auf die Preßkinetik der extrahierten Schnitzel ( $M_0 = 250$  g,  $p_0 = 100$  bar).

Experimentelle Datum <sup>1)</sup>							Modellparameter				umgerechnete Parameter	
Versuch	$T$	$\tau$	$M_F$	$TS_F$	$c_Z$	$pH_{Ex}$	$r$	$h_0$	$h_E$	$A$	$TS_E$	$TS_0$ <sup>2)</sup>
	°C	h	g	g/g	g/l		$10^{10}/mm$	mm	mm	-	%	%
<b>Gruppe A:</b>												
33Q01	60.0	1.0	18.16	0.6696	3.81	6.24	150	8.39	0.72	0.2	70.06	7.96
33Q02	60.0	1.0	22.70	0.5372	3.97	6.24	144	8.22	0.72	0.02	70.06	8.12
34Q01	60.0	1.7	22.14	0.5475	4.66	6.25	166	8.42	0.69	0	72.18	7.90
34Wq01	60.0	1.0	16.50	0.7018	0.71	6.23	129	8.29	0.70	0.04	69.14	7.67
34WQ02	60.0	1.0	15.96	0.7188	-	6.23	105	7.73	0.69	0.1	69.13	8.13
31Q01	70.0	1.0	16.48	0.6856	-	6.30	144	8.08	0.65	0.001	71.57	7.68
31Q02	70.0	1.0	20.22	0.5846	-	6.30	145	7.14	0.68	0.4	71.56	9.04
32WQ01	80.0	1.0	16.90	0.6786	1.97	6.09	175	8.48	0.67	0.004	70.35	7.44
<b>Gruppe B:</b>												
41q01	50.0	1.0	17.73	0.6458	3.28	6.36	104	9.63	0.69	0.05	69.23	6.56
41q02	50.0	1.0	18.57	0.6450	1.43	6.36	89.8	6.64	0.72	1.2	69.23	9.82
37q01	65.0	1.0	17.94	0.6596	2.31	6.40	118	9.22	0.70	0.02	70.19	7.07
37q02	65.0	1.0	21.09	0.5729	2.23	6.40	123	8.53	0.71	0.001	70.18	7.78
35q01	70.0	1.0	17.38	0.6655	5.27 <sup>3)</sup>	6.36	144	8.10	0.67	0.5	71.11	7.84
35q02	70.0	1.0	19.87	0.6025	1.79	6.36	141	7.91	0.68	0.02	71.80	8.30
36q01	75.0	1.0	18.92	0.6724	2.01	6.34	161	9.20	0.71	0	72.91	7.60
38q01	80.0	1.0	20.04	0.6850	0.71	5.72	173	10.65	0.73	0.004	75.48	7.10
40q01	85.0	1.0	17.18	0.6569	3.20	6.17	167	9.13	0.65	0	71.42	6.82
42q01	90.0	1.0	15.71	0.6899	1.41	6.06	196	6.77	0.56	1.5	76.98	8.76
42q02	90.0	1.0	16.48	0.6757	1.45	6.06	177	6.94	0.54	1.7	80.73	8.78
42q03	90.0	1.0	16.55	0.6665	1.40	6.06	193	6.84	0.54	1.3	80.21	8.82

1)  $T$ : Extraktionstemperatur;  $\tau$ : Dauer der Extraktion;  $M_F$ : Auswaage der Schnitzelabpressung;  $TS_F$ : gemessener Trockensubstanzgehalt am Ende der Abpressung;  $c_Z$ : Zuckerkonzentration des Preßwassers;  $pH_{Ex}$ : pH-Wert der Extraktionsflüssigkeit

2)  $TS_0$  wird aus dem Anpassungsparameter  $h_{M0}$  berechnet

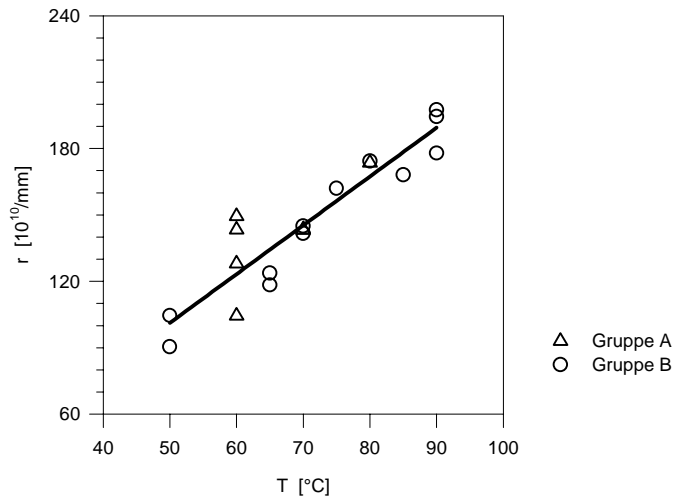
3) Die Schnitzel wurden nach der thermischen Behandlung direkt abgetropft (d. h. ohne Waschen mit Wasser) und anschließend abgepreßt. Deswegen war die Zuckerkonzentration im Preßwasser höher.

Die Ergebnisse sind:

- Der kinetische Parameter  $r$  nimmt mit der Extraktionstemperatur zu (Abb. 5.5-2a). Eine langsame Entwässerung der extrahierten Schnitzel kann deswegen durch stärkere thermische Belastung während der Schnitzelextraktion verursacht werden.
- Der Endtrockensubstanzgehalt  $TS_E$  nimmt mit der Extraktionstemperatur zu (Abb. 5.5-2b).

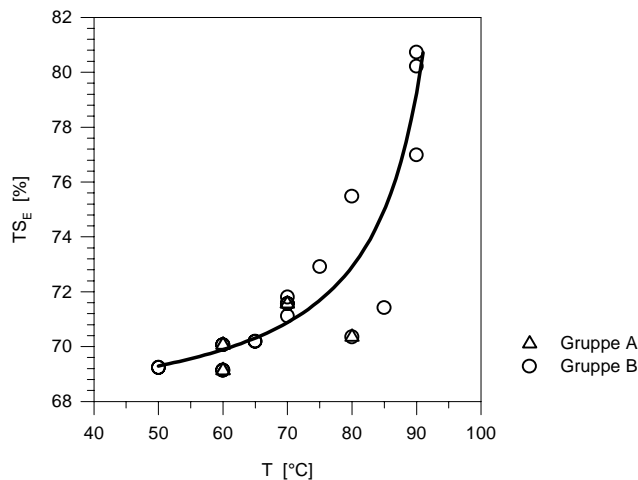


- Der anfängliche „Filtrationswiderstand“  $R_0$  oder das Verhältnis  $R_0/r$  ist bei sehr hoher Extraktionstemperatur (90 °C) größer als bei niedriger Temperatur (z.B. 60 °C) (Abb. 5.5-2c).
- Als Anpassungsparameter ist die auf die Trockenmasse  $m_s$  bezogene Starthöhe  $h_0/m_s$  bzw.  $TS_0$  von der Extraktionstemperatur unabhängig (Abb. 5.5-2d).



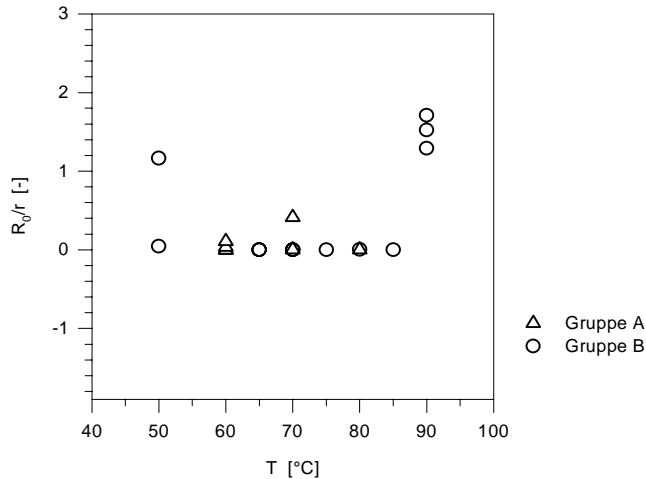
**Abb. 5.5-2a**

Einfluß der  
Extraktionstemperatur  
auf den kinetischen  
Parameter  $r$   
(Versuche: Gruppe A  
und B in Tab. 5.5-1)



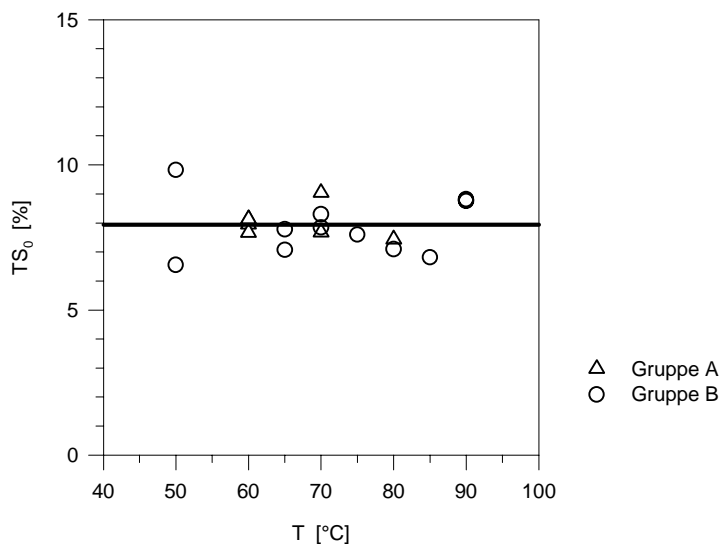
**Abb. 5.5-2b**

Einfluß der  
Extraktionstemperatur auf  
den  
Endtrockensubstanzgehalt  
 $TS_E$  (Versuche: Gruppe A  
und B in Tab. 5.5-1)



**Abb. 5.5-2c**

Einfluß der  
Extraktionstemperatur auf  $R_0/r$   
(Versuche: Gruppe A und B in  
Tab. 5.5-1)



**Abb. 5.5-2d**

Einfluß der  
Extraktionstemperatur auf den  
Anfangszustand  
(Trockensubstanzgehalt  $TS_0$ )  
(Versuche: Gruppe A und B in  
Tab. 5.5-1)

### Schnitzel vor der thermischen Behandlung

Eine 16-stündige Abpressung der nativen Zuckerrübenschnitzel ergab nur einen Trockensubstanzgehalt von etwa 30 % (Versuch 30Q01, 30Q02). Aber nach Lagerung in 16%iger Lösung mit  $\text{NaN}_3$  (20 ppm) für 15 Tage bei 4°C wurde bei der folgenden Abpressung ein TS-Gehalt von 73 % erreicht (Versuch 43Q01). Dies bedeutet, daß die Schnitzel sich während der Lagerung ohne thermische Behandlung geändert haben. Möglicherweise sind die Zellmembranen durch die Einwirkung der Saccharoselösung oder/und des  $\text{NaN}_3$  zerstört worden. Zur Ermittlung der genauen Ursache werden weitere Versuche benötigt.

Trotz des Öffnens der Zellen während der Lagerung könnte die Gerüstsubstanz in den Schnitzeln bleiben, jedoch bei verschiedener thermischer Behandlung (Temperatur und Verweilzeit) während der Extraktion unterschiedlich aufgelöst werden. Daher verhalten sich die unterschiedlich thermisch behandelten Schnitzel unter identischen Entwässerungsbedingungen unterschiedlich. Die in diesem Kapitel

dargestellten Ergebnisse sind in erster Linie in Hinblick auf die Auflösung der Gerüstsubstanz der Schnitzel während der Extraktion zu verstehen.

## 5.6 Diskussion

### 5.6.1 Endelastizität

Unter der (scheinbaren) Endelastizität  $E_E$  des Materials versteht man

$$E_E = \lim_{t \rightarrow \infty} \frac{p_s}{\varepsilon}. \quad (5.6-1)$$

Der Endzustand des Materials läßt sich durch die schon in Kap. 4.1 erwähnten empirische Potenzfunktion, nämlich

$$\varepsilon_E = 1 - \left(1 + \frac{p_0}{p_a}\right)^{-\beta} \quad (\beta > 0; \text{ für } t = \infty, p_s = p_0), \quad (4.1-4)$$

beschreiben. Aus obigen zwei Gleichungen erhält man

$$E_E = p_0 \left[1 + \frac{p_0}{p_a}\right]^\beta \frac{h_E}{h_0 - h_E} \equiv p_0 \left[1 + \frac{p_0}{p_a}\right]^\beta \frac{h_E/m_s}{h_0/m_s - h_E/m_s}. \quad (5.6-2)$$

Deswegen kann eine kleine Endhöhe  $h_E$  bzw.  $h_E/m_s$  als ein kleiner (scheinbarer) E-Modul  $E_E$  unter dem Druck  $p_0$  interpretiert werden.

Außerdem gilt nach Gl. (5.1-9b) und (5.1-6b)

$$h_E/m_s \propto 1/TS_{nE}, \quad (5.6-3)$$

deswegen hat man

$$TS_{nE} \propto \left[\frac{h_E}{m_s}\right]^{-1} \propto \frac{1}{E_E}. \quad (5.6-4)$$

Dies bedeutet, daß ein hoher Endtrockensubstanzgehalt  $TS_{nE}$  bzw. eine niedrige Endhöhe  $h_E/m_s$  von der kleineren Endelastizität  $E_E$  verursacht werden kann.

Nach Gl. (5.6-4) bedeutet das in Abb. 5.5-2b dargestellte Ergebnis der **thermischen Behandlung** (Endtrockensubstanzgehalt als Funktion der Extraktionstemperatur), daß die reziproke Elastizität  $1/E_E$  mit zunehmender Extraktionstemperatur zunimmt. Dies stimmt mit den Ergebnissen in den Veröffentlichungen (Vukov 1959, Abb. 2.2-7b) überein. Eine höhere Extraktionstemperatur bewirkt eine zunehmende Auflösung der Schnitzelgerüstsubstanz (hauptsächlich des Rübenpektins) und führt zu weichen, gut komprimierbaren Schnitzel (Buchholz et al. 1986).

Durch **Ionenaustausch** kann der Endtrockensubstanzgehalt des Preßkuchens, wie in Abb. 5.3-1b dargestellt wurde, deutlich verändert werden. Nach Abb. 5.3-1b nimmt die Endelastizität unterschiedlich behandelter Schnitzel gemäß die Reihenfolge

$$E_{E, La^{+3}} > E_{E, Ca^{2+}} \approx E_{E, H_2O} \approx E_{E, H^+} > E_{E, K^+} \quad (5.6-5)$$

ab.

Elektronenmikroskopisch können die anisotropen Verformungen der Zellwand nach dem Ionenaustausch beobachtet werden. Als Ursache wird vermutet, daß die

Wechselwirkungen zwischen Matrix-Polymeren, die sich entlang oder senkrecht zu der Zellwand orientieren, der Natur der Gegenionen entsprechend, unterschiedlich modifiziert bzw. verändert werden (Gieringer et al. 1995). Aber die Rüben sind in statistischen Richtungen geschnitten, so daß der gesamte Preßkuchen aus Rübenschnitzeln ein isotropes Material darstellt. Verstärkte Wechselwirkungen zwischen den Matrix-Polymeren erhöhen dann das E-Modul des Preßgutes, unabhängig davon, ob diese Matrix-Polymeren sich entlang oder senkrecht zur Zellwand orientieren. Für die Endhöhe ( $t = \infty$ ) des Preßgutes ist vermutlich die Dicke der Zellwand weniger wichtig als ihre Elastizität.

Beim Eintauch von  $K^+$  ist die elektrostatische Wechselwirkung so schwach, daß wahrscheinlich die neutralen Polymerketten nicht mehr zusammengehalten werden können. Man kann Zellen mit größerer Wanddicke und Durchmesser beobachten (Gieringer et al. 1995). Die Zellwand ist also weniger verdichtet bzw. fest als vor der Behandlung. Eine niedrigere Endelastizität ist deswegen zu erwarten.

Nach dem Eintauch von  $Ca^{2+}$ -Ionen werden die elektrostatische Vernetzung und die Assoziation zwischen neutralen Polymer-Segmenten entlang der Zellwand synergetisch miteinander wirken, was die Zellwanddicke verkleinert. Eine verdichtete/festere Zellwand bzw. eine höhere Endelastizität des Preßgutes wird also erwartet.

Beim Eintauch von  $H^+$ -Ionen nimmt der Anteil der neutralen Polymerketten wegen des Dissoziationsgleichgewichtes der Carbonsäuren zu, und die elektrostatische Vernetzung des Rübenpektins wird dadurch herabgesetzt. Andererseits nimmt die Assoziation zwischen den neutralen Polymerketten, die sich senkrecht zur Zellwand orientieren, zu. Dies ergibt eine dickere Zellwand, die jedoch nicht als aufgelockerte sondern als verdichtete Zellwand betrachtet werden sollte, deren Festigkeit sich durch die veränderte innere Struktur vergrößert hat.

Nach dem Eintauch von  $La^{3+}$  werden sich die Polymere wegen sehr starker elektrostatischer Vernetzungen neu orientieren und die Zellwand wird dicker. Der experimentell abgesicherte extrem hohe Elastizitätsmodul kann nur auf die veränderte innere Struktur der Zellwand zurückgeführt werden.

Aus Abb. 5.3-1b ist ersichtlich, daß **Saccharose** den Endrockensubstanzgehalt ohne Saccharose,  $TS_{En}$ , verkleinert. Daher gilt für die Schnitzel mit gleichen Gegenionen:

$$E_{E, K^+} < E_{E, K^+ / Sac}, \quad (5.6-6a)$$

$$E_{E, Ca^{2+}} < E_{E, Ca^{2+} / Sac}, \quad (5.6-6b)$$

$$E_{E, H^+} < E_{E, H^+ / Sac}. \quad (5.6-6c)$$

Saccharose wirkt dehydratisierend (s. a. „Pektin-Netzwerke“ in Abschn. 2.1.4) und könnte sich durch hydrophobe Wechselwirkung mit neutralen Polysacchariden verbinden (Oakenfull und Scott 1984). Die Saccharosemoleküle umhüllen damit die einzelnen Polysaccharide (Gieringer et al. 1995). Die mit zylindrischer Ummantelung

aus Saccharosemolekülen verkleideten Polysaccharide könnten fester werden, und bei Verformung einen größeren Widerstand liefern und dies könnte eine Erhöhung des E-Moduls des Preßgutes verursachen.

### 5.6.2 Kinetischer Parameter

Mögliche Einflußfaktoren des materialspezifischen Parameters  $r$  wurden schon bei dem Modellvergleich (Kap. 4.4) vorgestellt:

$$r\mu_L(h_0-h_E)/2p_0 \text{ [min]} \propto \eta^{-1} \propto \frac{\mu_2}{E_2} \text{ [min]}$$

bzw.

$$r\mu_L(h_0-h_E)/2p_0 \text{ [min]} \propto 2\omega_0^2 / C_e \propto \frac{\alpha}{E_1} \text{ [min]}.$$

$E_1, E_2$  elastische Koeffizienten der Feder des Terzaghi- bzw. Voigt-Körpers

$\mu_2$  Viskosität des Voigt-Körpers

$\alpha$  lokaler spezifischer Widerstand (s. Gl. (3.2-3))

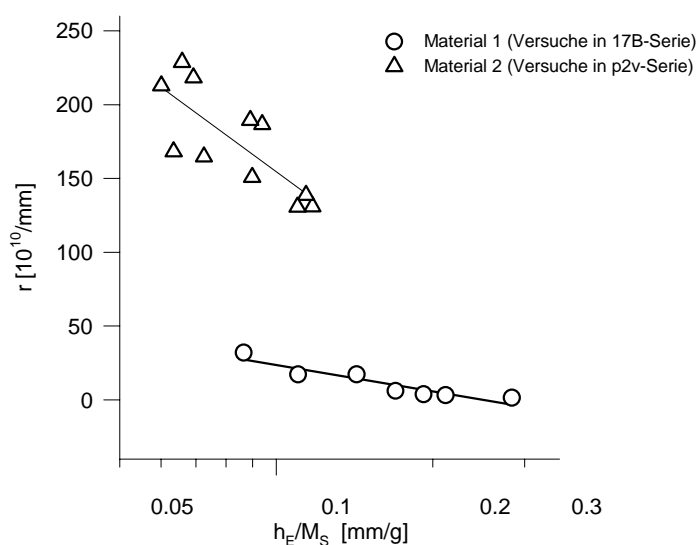
Diesen Ergebnisse entsprechend wird folgende Beziehung angenommen:

$$r \propto \frac{\mu_S \alpha_L}{E_S}. \quad (5.6-7)$$

$\mu_S, E_S$  Viskosität bzw. elastischer Modul des Feststoffs

$\alpha_L$  Widerstand der Strömung der Flüssigkeit durch das Feststoffnetzwerk

In Abb. 5.6-1 wird der kinetische Parameter  $r$  als Funktion der Endhöhe  $h_E/M_S$  des Preßgutes für die Versuche unter verschiedenen konstanten Drücken (von 0.67 bis 25 bar in der 17B-Serie bzw. von 9 bis 100 bar in der p2v-Serie) dargestellt (s. a. Tab. 5.2-2).

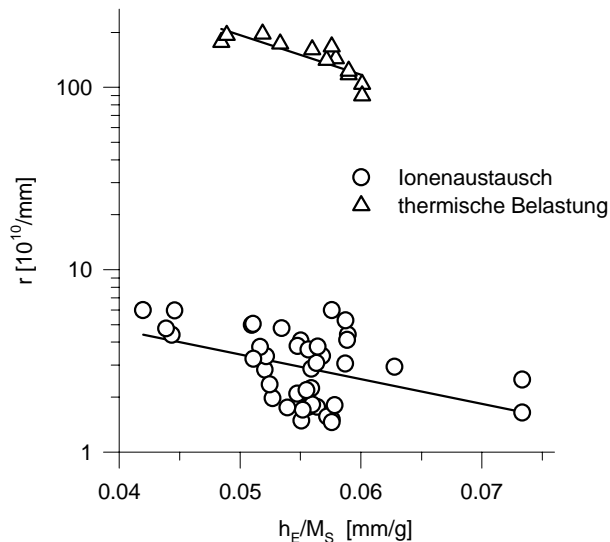


**Abb. 5.6-1**

Betrachtung des kinetischen Parameters  $r$  als Funktion der Endhöhe  $h_E/M_S$  des Preßgutes in Versuchen bei unterschiedlichen konstanten Drücken

Für die unterschiedlich behandelten Schnitzel (Ionenaustausch, thermische Belastung) stellt Abb. 5.6-2 den Zusammenhang zwischen dem kinetischen Parameter  $r$  und der Endhöhe  $h_E/M_S$  des Preßgutes dar (s. a. Tab. 5.3-1 und 5.5-1).

Aus Abb. 5.6-2 ist ersichtlich, daß mit zunehmender Endhöhe  $h_E/M_S$  bzw. Endelastizität der kinetische Parameter abnimmt. Die mathematische Korrelation scheint jedoch auch von der Herkunft der Schnitzel und der Art der Modifizierung (Ionenaustausch oder thermische Belastung) abzuhängen.



**Abb. 5.6-2**

Betrachtung des kinetischen Parameters  $r$  als Funktion der Endhöhe  $h_E/M_S$  des Preßgutes in Versuchen mit unterschiedlich behandelten Materialien bei gleichem Druck (100 bar)

Abb. 5.3-1a (s. Kap. 5.3) zeigt, daß Saccharose den kinetischen Parameter erhöht:

$$r_{H^+/Sac} > r_{H^+}; r_{Ca^{2+}/Sac} > r_{Ca^{2+}}; r_{K^+/Sac} > r_{K^+}.$$

Nach Abb. 5.3-1b erhöht die Einwirkung der Saccharose die Elastizität des Preßgutes. Dies könnte zu einem langsameren Verschließen der Poren (als ohne Saccharose) im Material für die Flüssigkeitsströmung führen. Der Widerstand  $\alpha_L$  der Flüssigkeitsströmung in Gl. (5.6-7) würde dann verringert. Deswegen müßte die obige Reihenfolge der  $r$ -Werte mit einer durch Saccharose verursachten Erhöhung der Viskosität des Feststoffes  $\mu_S$ , verbunden sein. Mit anderen Worten gilt für die Viskosität des Feststoffes in Gl. (5.6-7):

$$\mu_{S, Ion} < \mu_{S, Ion/Sac} \quad (Ion = K^+, Ca^{2+}, H^+). \quad (5.6-8)$$

Saccharose könnte also, neben Erhöhung der Viskosität der Flüssigkeit, auch die Viskosität des Feststoffes erhöhen. Es ist daher anzunehmen, daß die Saccharose überwiegend den viskosen Anteil der Feststoffdeformation (Retardationszeit; vgl. Kap. 4.4.3) beeinflusst.

### 5.6.3 Weitere Verbesserung der Schnitzelentwässerung

Das Entwässerungsergebnis, nämlich der Trockensubstanzgehalt wird von der Viskoelastizität des Materials (kinetischer Faktor,  $r$ ) und der Endelastizität (Gleichgewichtsfaktor,  $TS_E$ ) beeinflusst: Bei kurzer Abpressung spielt der kinetische Faktor für das Entwässerungsergebnis die Hauptrolle, während bei langer Abpressung der Einfluß des Gleichgewichtsfaktors überwiegt. Deswegen dienen bei kurzer Abpressung alle Faktoren, die den kinetischen Parameter  $r$  verkleinern, der

Steigerung des Trockensubstanzgehaltes. Bei langer Abpressung verbessern alle Maßnahmen, die zur Erhöhung des Endtrockensubstanzgehaltes  $TS_E$  bzw.  $TS_{En}$  beitragen, das Ergebnis der Abpressung. Beispielsweise kann eine Behandlung der extrahierten Schnitzel mit  $Ca^{2+}$ -Ionen bei kurzer Abpressung signifikant hierzu beitragen. Und bei Weiterführung des Prozesses würde eine Erwärmung des Materials (Verringerung der E-Modul durch thermischen Abbau der Gerüstsubstanzen) die Abpressung verbessern.

## 5.7 Kurze Zusammenfassung

Die Abhängigkeit des Trockensubstanzgehaltes von der Natur der Schnitzel dient zur Betrachtung der Wirtschaftlichkeit der gesamten (mechanischen und thermischen) Naßschnitzelentwässerung, wobei ein wirtschaftlich optimaler Trockensubstanzgehalt der Preßschnitzel existiert, der nicht nur von der Preßtechnik ( $c_0$  und  $c_1$  Gl. (5.1-17)) sondern auch von der anschließenden Trocknung der Preßschnitzel ( $b_0$  und  $b_1$  in Gl. (5.1-17)) abhängt.

Zur Einflußgröße der Schnitzelabpressung gehören nicht nur die Temperatur und der pH-Wert der Extraktionsflüssigkeit sowie die Dosierung der Preßhilfsmittel während der Zuckerextraktion bzw. der Schnitzelerzeugung, sondern auch der Ionenaustausch bei der Nachbehandlung extrahierter Schnitzel sowie die Schnitzeleinwaage und der angewandte Druck bei der Schnitzelabpressung.

Die Schnitzelabpressung unter konstanten Drücken zeigte, daß nicht immer ein hoher angewandter Druck günstig war, um nach kurzer Preßzeit einen großen Trockensubstanzgehalt zu erreichen. Hoher Druck hatte den Trockensubstanzgehalt erst dann deutlich erhöht, wenn der Preßzeit ausreichend lang war. Es sollte weiter untersucht werden, ob ein optimaler äußerer Druck für die Abpressung z. B. bei sehr kleiner Schnitzeleinwaage ( $1.1 \text{ g/cm}^2$  oder Schnitzellage  $<12\text{mm}$ ) unter konstantem Druck existiert.

Im Unterschied dazu verbesserte die Verringerung der Schnitzeleinwaage das Preßergebnis während des gesamten Prozesses sowohl bei niedrigem (25 bar) als auch bei hohem (100 bar) Druck beträchtlich. Der Beitrag dieser Einwaage-Verringerung zur Erhöhung des isochronen Trockensubstanzgehaltes war bei der dünneren Schnitzellage im Versuchsbereich größer als bei der dickeren; gefunden

wurde  $-\left(\frac{\partial TS}{\partial M_0}\right)_t \propto \frac{1}{M_0}$ . Dies zeigt, daß die dünne Schnitzellage das Preßergebnis

deutlich vorteilhaft beeinflußt.

Die in der neuen Preßtechnik angewandten dünnen Schichten führen möglicherweise dazu, daß der Trockensubstanzgehalt der Preßschnitzel von ihrer Elastizität bestimmt wird. Deswegen kann der angewandte hohe Druck das Preßergebnis deutlich verbessern. Dieses Prinzip wäre noch im weiteren Versuch nachzuweisen.

Die Untersuchungen der chemischen Änderungen des Materials mit dem Zwei-Zonen-Modell zeigen, daß sowohl die Temperatur der Extraktionsflüssigkeit als auch die Nachbehandlung der extrahierten Schnitzel durch Ionenaustausch die Schnitzelabpressung je nach der Preßdauer unterschiedlich beeinflussen.

- Eine niedrige Extraktionstemperatur ergibt aufgrund einer geringen thermischen Hydrolyse der Matrix-Polymere bzw. eines höheren E-Moduls des Materials bessere Ergebnisse in kurzer Zeit, aber bei langer Abpressung ist eine Erhöhung der Extraktionstemperatur günstiger. Die Temperatur während der Extraktion kann jedoch -- insbesondere aus mikrobiellen Gründen („unbestimmbare (Zucker)Verluste“, Schiweck 1983, S. 712) -- nicht unter 65 °C abgesenkt werden.
- Die Einflüsse des Ionenaustausches auf die Kinetik der Entwässerung (Trockensubstanzgehalt des Preßgutes) verläuft nach der Reihenfolge  $\text{La}^{3+} > \text{Ca}^{2+} \approx \text{H}^+ > \text{K}^+$ , während eine umgekehrte Reihenfolge  $\text{La}^{3+} < \text{Ca}^{2+} \approx \text{H}^+ < \text{K}^+$  für den Endzustand ( $t = \infty$ ) gilt.

Man kann deswegen allgemein zusammenfassen, daß sowohl bei thermischer Belastung nativer Schnitzel als auch beim Ionenaustausch in extrahierten Schnitzeln der kinetische Faktor ( $r$ ) mit dem Gleichgewichtsfaktor ( $h_E/m_S$  oder  $TS_E$ ) konkurriert. Dagegen erhöht die Einwirkung der Saccharose auf die extrahierten Schnitzel den Preßwiderstand (den  $r$ -Wert) und verringert den Endtrockensubstanzgehalt ohne Saccharose  $TS_{nE}$ . Saccharose verschlechtert also sowohl die kurzzeitige Schnitzelabpressung als auch bei langer Preßdauer. Daraus kann abgeleitet werden, daß Saccharose, neben Erhöhung der Viskosität der Flüssigkeit, auch die Viskosität des Feststoffes steigern könnte. Möglicherweise beeinflußt die Saccharose überwiegend den viskosen Anteil der Feststoffdeformation.



## 6 Weiterentwicklung des Zwei-Zonen-Modells

### 6.1 Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit

Das Zwei-Zonen-Modell wurde ursprünglich für den Prozeß unter konstantem Druck vorgestellt (s. Kap. 3). In dieser Arbeit ist es gelungen, den Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit mit den Annahmen dieses Zwei-Zonen-Modells zu beschreiben. Allerdings ergeben sich für den den Anfangszustand beschreibenden Modellparameter  $R_{10}$  äußerst unterschiedliche Werte, die durch Streuung der experimenteller Daten verursacht sind. Ein Mittelwert des Anfangswiderstands  $R_{10}$  für verschiedene Preßgeschwindigkeiten ist hier sinnvoll und wurde berechnet.

#### 6.1.1 Modell

##### Definition

Der Verlauf des Prozesses mit einer konstanter Geschwindigkeit (Index 1 im Kap. 6) benötigt einen monoton wachsenden äußeren Druck  $p_1$ . Der Anfang ( $t_1 = 0$ ) des Prozesses kann experimentell z.B. mit einem kleinen Anfangsdruck  $p_{10}$  (z.B. 1 kN / 176.7 cm<sup>2</sup>, nämlich 0.56 bar) definiert werden. Die Anfangsmenge des Materials sei  $M_0$ , das anfängliche Leerraumverhältnis  $e_{10}$  sei gleichmäßig und die Starthöhe betrage  $h_{10}$  (s. a. Abb. 6.2-1).

Das Material enthält vermutlich bei  $t_1 \geq 0$  keine Luft und besteht nur aus dem porösen Feststoff und der die Poren erfüllenden Flüssigkeit. Deswegen ist die gesamte Höhe  $h$  des Materials durch die Superposition des Flüssigkeitsvolumens pro Sieboberfläche  $h_L$  und des scheinbaren Feststoffvolumens pro Sieboberfläche  $h_S$ , nämlich

$$h = h_L + h_S \quad (6.1-1)$$

gegeben. Das Verhältnis  $h_L/h_S$  beschreibt das durchschnittliche Leerraumverhältnis  $e$ :

$$e = \frac{h_L}{h_S} \quad (6.1-2)$$

Während des Prozesses steigt der Druck  $p_1$  von  $p_{10}$  bis auf einen maximalen Druck  $p_{\max}$ , wobei  $t_1 = t_{1F}$  und  $e_1 = e_{1F}$  gelten. Mit  $p_{\max} = +\infty$  wird das Material den Grenzwert des durchschnittlichen Leerraumverhältnisses  $e_{1E}$  bzw. der Endhöhe  $h_{1E}$  erreichen ( $t_1 = t_{1E}$ ), wobei das Material jedoch nicht im stationären Zustand ist, weil  $v_1 \neq 0$  gilt.

Mit dem durchschnittlichen Leerraumverhältnis  $e$  wird der Preßgrad  $U_1$  durch:

$$U_1 = \frac{e_{10} - e}{e_{10} - e_{1E}} \quad (6.1-3)$$

definiert. Während das Leerraumverhältnis  $e$  von  $e_{10}$  auf  $e_{1E}$  sinkt, steigt  $U_1$  von 0 auf 1.

Aus den Gl. (6.1-1, 2 und 3) erhält man:

$$U_1 = \frac{h_{10} - h}{h_{10} - h_{1E}} . \quad (6.1-4)$$

#### Höhenverlauf

Unter der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  versteht man das im Zeitintervall  $dt_1$  ausgepreßten Flüssigkeitsvolumen  $dV_1$  pro Querschnittfläche:

$$v_1 = \frac{dV_1}{dt_1} . \quad (6.1-5)$$

Dabei ist  $V_1 = h_{10} - h$ . Deswegen gilt

$$v_1 = -\frac{dh}{dt_1} . \quad (6.1-6)$$

Integration von Gl. (6.1-6) mit  $v_1 = \text{konstant}$  und der Anfangsbedingung

$$t_1 = 0, h = h_{10} \quad (6.1-7)$$

ergibt eine lineare Beziehung

$$h = h_{10} - v_1 \cdot t . \quad (6.1-8)$$

Damit kann man den zeitlichen Höhenverlauf mit  $h_{10}$ ,  $v_1$  beschreiben.

Für den Grenzwert  $V_{1E}$  gilt

$$V_{1E} = h_{10} - h_{1E}.$$

Einsetzen in Gl.(6.1-4) ergibt:

$$U_1 = \frac{V_1}{V_{1E}} . \quad (6.1-9)$$

#### Druckverlauf

Um den Druckverlauf zu beschreiben, werden die Preßgeschwindigkeit, der auf die Flüssigkeit wirkende Druck und der Widerstand der Flüssigkeitsströmung über die Kinetik der Flüssigkeitsströmung kombiniert.

**Annahme 1:** Die Preßgeschwindigkeit ist nach dem d'Arcyschen Gesetz proportional zum Druck der flüssigen Phase  $P_{1L}$  und umgekehrt proportional sowohl zur Viskosität der Flüssigkeit  $\mu_L$  als auch zum Widerstand  $R_1$  der Flüssigkeitsströmung:

$$v_1 = \frac{P_{1L}}{\mu_L R_1} . \quad (6.1-10)$$

**Annahme 2:** Der angewandte Druck  $p_1$  wird in den Flüssigkeitsdruck ( $p_{1L}$ ) und den Feststoffdruck ( $p_{1S}$ ) aufgeteilt:

$$p_1 = p_{1L} + p_{1S} . \quad (6.1-11)$$

**Annahme 3:** Der Feststoffdruck  $p_{1S}$  ist proportional zum Abpreßgrad  $U_1$

$$p_{1S} = U_1 \cdot p_1 . \quad (6.1-12)$$

**Annahme 4:** Die differentielle Zunahme des Widerstands der Flüssigkeitsströmung, nämlich  $dR_1/dV_1$ , ist eine hyperbolische Funktion des ausgepreßten Flüssigkeitsvolumens  $V_1$

$$\frac{dR_1}{dV_1} = \frac{r_1}{V_{1E} - V_1} . \quad (6.1-13)$$

Zur Zeit  $t_1 = 0$  ist  $dR_1/dV_1$  klein ( $= r_1/V_{1E}$ ), während es am Ende des Prozesses ( $p = +\infty$ ) unendlich groß sein wird.  $dR_1/dV_1$  ist also umgekehrt proportional zu einem Restvolumen ( $V_{1E} - V_1$ ) der Flüssigkeit zur Zeit  $t$ .

Nach Einsetzen von Gl. (6.1-9) in Gl. (6.1-13) folgt

$$\frac{dR_1}{d[-\ln(1-U_1)]} = r_1 .$$

Wird  $(1-U_1)$  als Entwässerungspotential benannt, beschreibt der Parameter  $r_1$  die spezifische Zunahme des Widerstands mit dem negativen Logarithmus des Entwässerungspotentials.

Die Integration von Gl. (6.1-13) mit der Anfangsbedingung  $U_1 = 0, R_1 = R_{10}$  ergibt

$$R_1 = R_{10} - r_1 \cdot \ln(1 - U_1) . \quad (6.1-14)$$

Dabei beschreibt der Parameter  $R_{10}$  dem Anfangszustand des Materials.

Einsetzen von Gl. (6.1-11, 12 und 14) in Gl. (6.1-10) ergibt

$$v_1 = \frac{p_1 \cdot (1 - U_1)}{\mu \cdot [R_{10} - r_1 \cdot \ln(1 - U_1)]} .$$

Nach Umformung erhält man den Druckverlauf  $p_1$  im Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit  $v_1$ :

$$p_1 = \frac{v_1 \cdot \mu_L \cdot [R_{10} - r_1 \cdot \ln(1 - U_1)]}{1 - U_1} . \quad (6.1-15a)$$

Diese Gleichung läßt sich auch mit der Kompression  $\varepsilon_1$ , nämlich

$$\varepsilon_1 = 1 - h / h_{10} ,$$

beschreiben. Mit obiger Definition und  $\varepsilon_{1E} = 1 - h_{1E} / h_{10}$  erhält man

$$U = \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{1E}} .$$

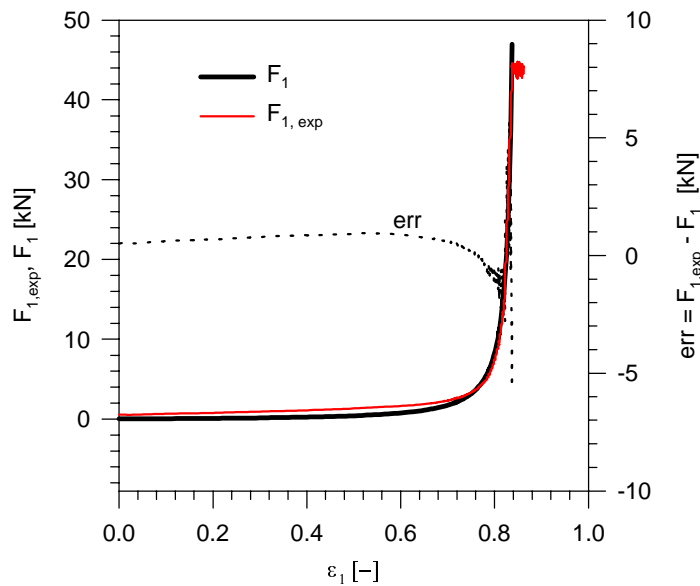
Einsetzen von obiger Gleichung in Gl. (6.1-15a) folgt dann

$$p_1 = \frac{v_1 \cdot \mu_L \cdot \left[ R_{10} - r_1 \cdot \ln \left( 1 - \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{1E}} \right) \right]}{1 - \frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{1E}}} . \quad (6.1-15b)$$

## 6.1.2 Experimentelle Prüfung und Diskussion

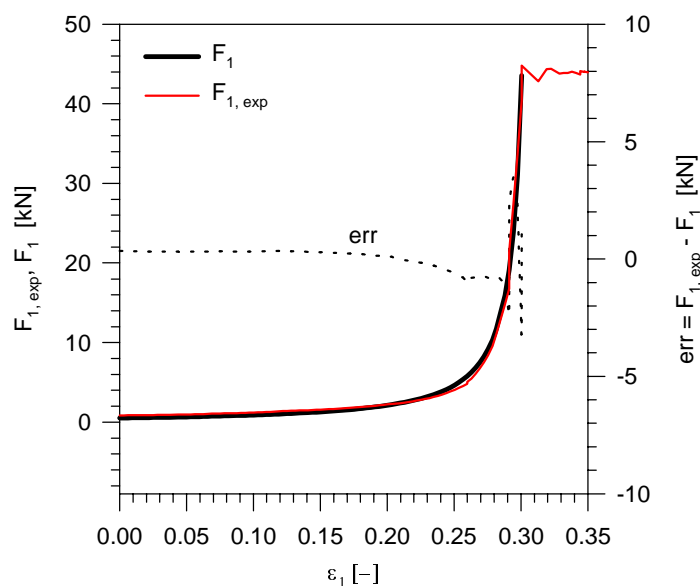
Die Gültigkeit von Gl. (6.1-15a und b) kann über den Versuch mit verschiedenen Geschwindigkeit bestätigt werden. Abb. 6.1-1a ( $v_1 = 0.01$  mm/min) und b ( $v_1 = 30$

mm/min) zeigen, daß der berechnete zeitliche Kraftverlauf mit dem experimentellen übereinstimmt.



**Abb. 6.1-1a**

Experimentelle ( $F_{1,exp}$ ) und berechnete ( $F_1$ ) Kraftverlauf als Funktion der Kompression  $\varepsilon_1$  im Prozeß mit konstanter Geschwindigkeit (Versuch: 26D\_01,  $v_1 = 0.01$  mm/min)



**Abb. 6.1-1b**

Experimenteller ( $F_{1,exp}$ ) und berechneter ( $F_1$ ) Kraftverlauf als Funktion der Kompression  $\varepsilon_1$  im Prozeß mit konstanter Geschwindigkeit (Versuch: 26D30,  $v_1 = 30$  mm/min)

In Tab. 6.1-1 werden die Ergebnisse der Anwendung der Gl. (6.1-15a) auf die Versuche bei unterschiedlicher Geschwindigkeit (Serie: 26D) zusammengestellt.

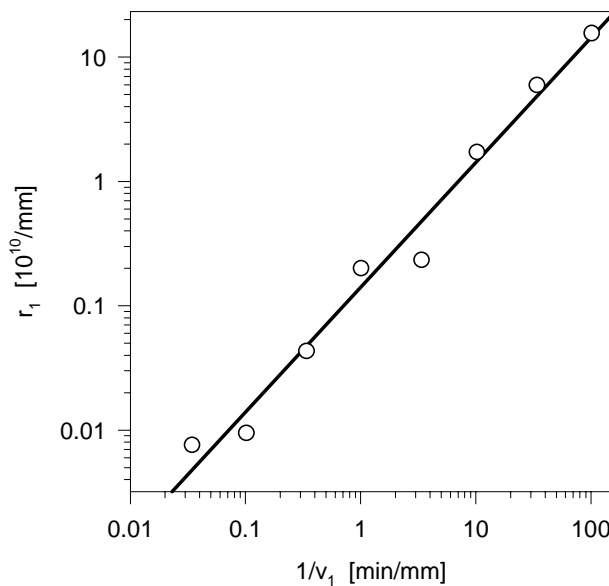
Abb. 6.1-2 stellt den kinetischen Parameter  $r_1$  (in Tab. 6.1-1) als Funktion der Geschwindigkeit dar. Dabei nimmt  $r_1$  deutlich mit abnehmender Geschwindigkeit zu. Deswegen kann man den Parameter  $r_1$  als eine lineare Funktion der reziproken Geschwindigkeit ausdrücken:

$$r_1 = \lambda_1 + \lambda_2 \frac{1}{v_1}. \quad (6.1-16)$$

Die Berechnung der Parameter  $\lambda_1$  und  $\lambda_2$  wird in diesem Abschnitt noch einmal angesprochen.

**Tab. 6.1-1** Gemessene Start-  $h_{10}$  und Finalhöhe  $h_{1F}$  sowie die Modellparameter  $R_{10}$ ,  $r_1$  und  $h_{1E}$  für den Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit (Versuchsserie 26D; Einwaage = 500 g;  $TS_0 = 7.0 \%$ )

Experimentelle Datum			Modellparameter		
$v_1$	$h_{10}$	$h_{1F}$	$R_{10}$	$r_1$	$h_{1E}$
mm/min	mm	mm	$10^{10}/\text{mm}$	$10^{10}/\text{mm}$	mm
0.01	31.21	5.07	0.92	15.6	4.67
0.03	30.40	5.32	$1.6 \cdot 10^{-8}$	5.94	4.96
0.1	30.96	6.62	$9.2 \cdot 10^{-9}$	1.72	6.27
0.3	32.03	8.88	0.31	0.234	8.42
1.00	31.86	11.91	$7.5 \cdot 10^{-11}$	0.200	11.58
3.00	29.24	15.14	0.049	0.043	14.85
10.0	30.84	18.56	0.026	0.00945	18.25
30.0	29.60	20.70	$5.9 \cdot 10^{-3}$	0.00759	20.43



**Abb. 6.1-2**  
Parameter  $r_1$  als Funktion der  
reziproken  
Preßgeschwindigkeit  $v_1$   
(Versuch: Serie-26D)

Der Zusammenhang zwischen dem nicht-stationären Endzustand ( $h_{1E}$  bei  $p_1 = +\infty$ ) und der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  wird in Abb. 6.1-3a dargestellt. Die Genauigkeit der berechneten  $h_{1E}$ -Werte bei unterschiedlicher Geschwindigkeit hängt in erster Linie vom maximalen Druck  $p_{\max}$  ab. Je größer  $p_{\max}$  ist, desto genauer ist die „extrapolierte“ Endhöhe  $h_{1E}$  ( $p_1 = \infty$ ). Empirisch kann man mit folgender -- dem Zwei-Zonen-Modell analogen -- Gleichung die Geschwindigkeitsabhängigkeit der Endhöhe  $h_{1E}$  beschreiben:

$$h_{1E} = L_E + (L_0 - L_E) \cdot \exp\left(-\sqrt{\frac{k}{v_1}}\right). \quad (6.1-17)$$

Dabei sind  $L_0$ ,  $L_E$  und  $k$  drei Modellparameter. Aus Versuchsserie 26D (Einwaage 500 g,  $TS_0 = 7.0 \%$ ) erhält man

$$L_0 = 22.83 \quad [\text{mm}],$$

$$L_E = 4.66 \quad [\text{mm}],$$

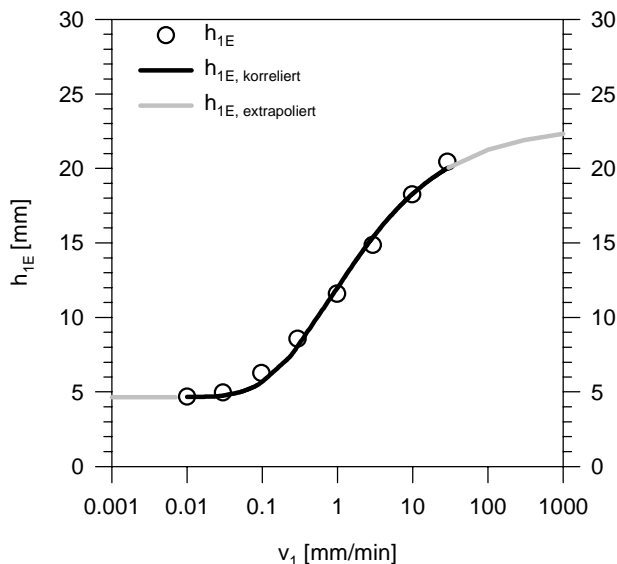
$$k = 0.8226 \quad [\text{mm/min}].$$

In Abb. 6.1-3b wird die gemessene Finalhöhe  $h_{1F}$  (beim maximalen Druck  $p_{\max}$ , nicht wie die Endhöhe  $h_{1E}$  bei  $p_1 = \infty$ ) als Funktion der Preßgeschwindigkeit dargestellt. Durch Extrapolation mit einer Gleichung ähnlich wie Gl. (6.1-17) erhält man den Grenzwert von  $h_{1F}$  für  $v_1 = \infty$ , der einerseits eine Beschreibung der Anfangselastizität des Materials liefert, andererseits als die theoretische Anfangshöhe  $h_{20}$  wichtig für die Modellierung der Phase 2 ist (s. Kap. 6.2-2):

$$\lim_{v_1 \rightarrow \infty} h_{1F} = 23.1 \text{ [mm]}$$

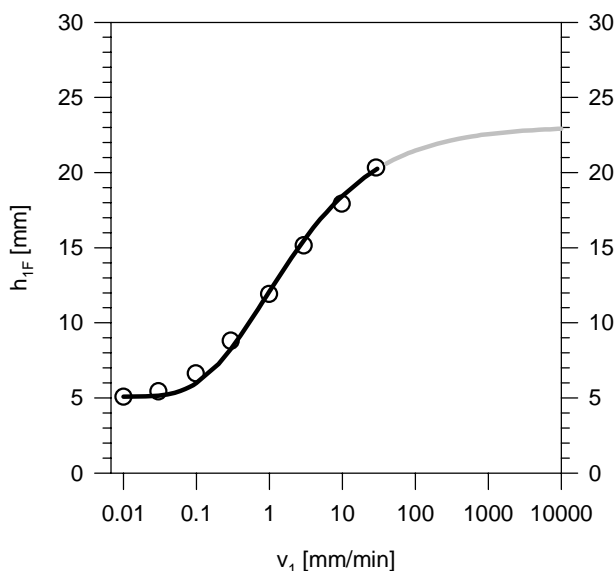
(Einwaage = 500 g,  $TS_0 = 7.0 \%$ ). Mit  $h_{10} = 30.8 \text{ mm}$  (s. Abb. 6.1-4) und  $p_{\max} = 25 \text{ bar}$  erhält man einen scheinbaren Anfangsmodul  $E_0$  des Materials für die Phase 2

$$E_0 = \frac{P_{\max}}{\lim_{v_1 \rightarrow \infty} \varepsilon_{1F}} \approx 100 \text{ [bar]}.$$



**Abb. 6.1-3a**

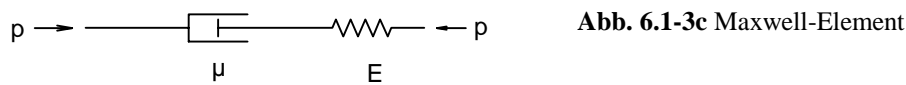
Endhöhe  $h_{1E}$  ( $p_1 = +\infty$ ) als Funktion der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  (Versuchsserie 26D)



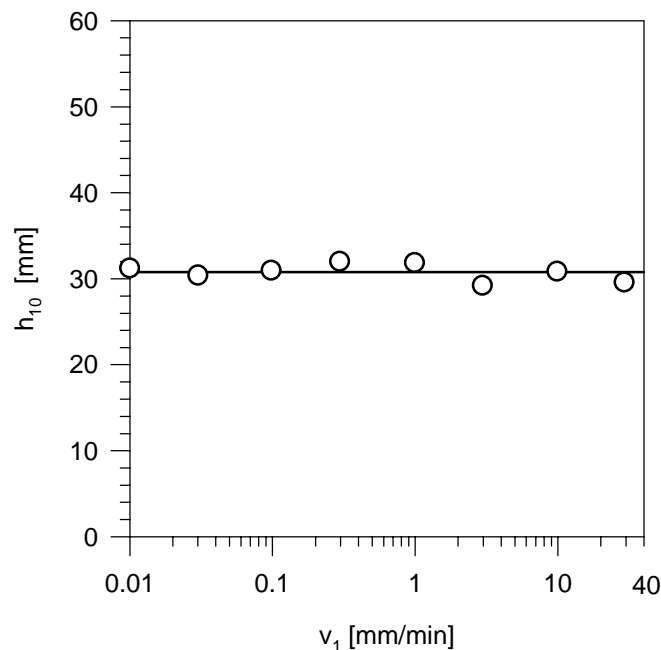
**Abb. 6.1-3b**

Gemessene Höhe des Preßgutes  $h_{1F}$  am Ende des Prozesses ( $p_1 = p_{1,\max}$ ) als Funktion der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  (Versuchsserie 26D)

Offensichtlich kann die Geschwindigkeitsabhängigkeit des nicht-stationären Endzustands  $h_{1E}$  des Prozesses bei konstanter Geschwindigkeit nicht wie bei dem Prozeß unter konstantem Druck nur als Endelastizität interpretiert werden. Zur Erklärung dieses Sachverhaltes könnte man vom Maxwell-Element ausgehen: Bei schneller Verformung liefert der Dämpfer (Viskosität des Feststoffes) großen Widerstand, der maximale Druck  $p_{\max}$  wird dann schnell erreicht. Deswegen ist die Endhöhe  $h_{1E}$  größer als bei langsamer Abpressung. Bei sehr langsamer Verformung spielt der Dämpfer dagegen fast keine Rolle und der Endzustand hängt hauptsächlich von der Elastizität des Materials ab. Kürzer ausgedrückt sollte  $h_{1E}$  als *viskoelastische* Eigenschaft des Materials interpretiert werden.



Die mit der Bedingung  $p_1 = 0.56 \text{ bar}$  ( $1 \text{ kN} / 176.7 \text{ cm}^2$ ) experimentell bestimmten Starthöhen  $h_{10}$  für verschiedene Preßgeschwindigkeiten werden in Abb. 6.1-4 dargestellt. Die von der Geschwindigkeit  $v_1$  unabhängige Starthöhe  $h_{10}$  beträgt:  
 $h_{10} = 30.8 \text{ [mm]} \pm 1.3 \text{ \%}$ .



**Abb. 6.1-4** Starthöhe  $h_{10}$  als Funktion der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  (Versuchsserie 26D)

Aus Tab. 6.1-1 kann man keine klare Darstellung über die Abhängigkeit des Parameters  $R_{10}$  von der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  erhalten. Vom theoretischen Standpunkt erwartet man jedoch, daß  $R_{10}$  bei verschiedener Preßgeschwindigkeit konstant bleiben sollte, weil  $R_{10}$  sich auf den gleichen Anfangszustand ( $t_1 = 0$ ) bezieht. Ein Mittelwert von  $R_{10}$  für verschiedene Preßgeschwindigkeiten wird folgendermaßen berechnet:

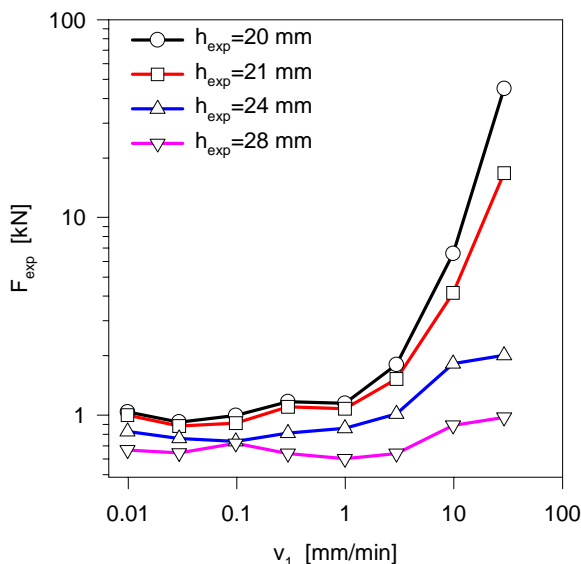
Setzt man Gl. (6.1-16) in Gl. (6.1-15a) ein und wertet alle Versuchsdaten in Serie 26D gleichzeitig mit Gl. (6.1-15a) aus, wobei die Endhöhe  $h_{1E}$  des Preßgutes bei jeweils verschiedenen Geschwindigkeiten als bekannte Zahl (s. Tab. 6.1-1) behandelt wird, werden folgende Mittelwerte von  $R_{10}$ ,  $\lambda_1$  und  $\lambda_2$  gefunden:

$$R_{10} = 9.15 \cdot 10^{-3} [10^{10}/\text{mm}],$$

$$\lambda_1 = 3.41 \cdot 10^{-4} [10^{10}/\text{mm}],$$

$$\lambda_2 = 6.20 \cdot 10^{-2} [10^{10}/\text{min}].$$

Um den Widerstand der Flüssigkeitsströmung  $R_1$  bei verschiedenen Preßgeschwindigkeiten mit den experimentellen Daten vergleichen zu können, wird die angewandte Kraft  $F_1$  bei Entfernung einer gleichen Flüssigkeitsmenge (also die Kraft bei gleicher Höhe des Preßgutes) als Funktion der Preßgeschwindigkeiten  $v_1$  in Abb. 6.1-5 dargestellt.



**Abb. 6.1-5**

Gemessene angewandte Kraft  $F_1$  bei Entfernung von gleicher Flüssigkeitsmenge als Funktion der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  (Isohypsekurve; Versuchsserie: 26D)

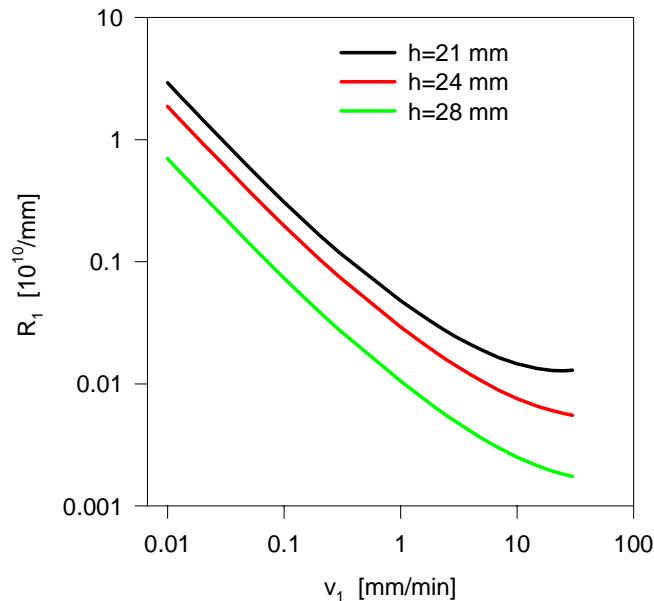
Aus Abb. 6.1-5 ist ersichtlich, daß für eine Zunahme der Preßgeschwindigkeit um den Faktor 3000 (von 0.01 bis 30 mm/min) nur eine Zunahme der Kraft um weniger als das 50fache (für  $h = 28, 24, 21$  oder 20 mm) benötigt wird. Unter

Berücksichtigung von  $\text{Geschwindigkeit} = \frac{\text{Treibkraft}}{\text{Widerstand}}$  kann man festlegen, daß die

Zunahme der Preßgeschwindigkeit nicht allein von einer Zunahme der angewandten Kraft verursacht werden kann. Man müßte für die Zunahme der Geschwindigkeit eine Abnahme des Widerstandes berechnen.

Der in Abb. 6.1-6 dargestellte berechnete Widerstand der Flüssigkeitsströmung  $R_1$  stimmt mit dem obigen abgeleiteten Resultat überein. Beim Berechnen sind die Werte der Parameter  $R_{10}$ ,  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$  (für die Bestimmung des Parameters  $r_1$ ),  $L_0$ ,  $k$  und  $L_E$  (für die Bestimmung der Endhöhe  $h_{1E}$ ) sowie die gemessene Starthöhe  $h_{10}$  bekannt.





**Abb. 6.1-6** Nach Gl. (6.1-14) und mit den Parametern  $R_{10}$ ,  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$  (für die Bestimmung des Parameters  $r_1$ ),  $L_0$ ,  $k$  und  $L_E$  (für die Bestimmung der Endhöhe  $h_{1E}$ ) und der Starthöhe  $h_{10}$  berechneter Widerstand bei verschiedenen Preßgeschwindigkeiten  $v_1$

### 6.1.3 Kurze Zusammenfassung

In Anlehnung an die grundlegenden Annahmen des Zwei-Zonen-Modells kann man den Druckverlauf im Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit beschreiben. Die Ergebnisse haben eine lineare Abhängigkeit des Parameters  $r_1$  von der reziproken Geschwindigkeit  $1/v_1$  gezeigt. Zwei Parameter, nämlich  $\lambda_1$  und  $\lambda_2$ , wurden für die Beschreibung dieser Geschwindigkeitsabhängigkeit des Parameters  $r_1$  definiert.

Der Anfangswiderstand  $R_{10}$  wird als ein vom Anfangszustand abhängiger, aber von der Preßgeschwindigkeit unabhängiger Parameter behandelt.

Der nicht-stationäre Endzustand ( $h_{1E}$ ) des Prozesses müßte von der Viskoelastizität des Materials abhängen und wird empirisch als eine Funktion der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  mit drei Parametern ( $L_0$ ,  $L_E$  und  $k$ ) korreliert.

Ein wichtiges Ziel der Modellierung ist, die Eigenschaften des Materials mit Modellparametern zu erfassen. Dazu braucht man z.B. die Versuche mit unterschiedlicher Einwaage bei gleicher Geschwindigkeit. Diese sind bislang jedoch noch nicht durchgeführt worden. Die wichtige Frage, ob die ermittelten sieben Parameter  $\lambda_1$ ,  $\lambda_2$ ,  $R_{10}$ ,  $L_0/m_S$ ,  $L_E/m_S$  und  $k$  materialspezifisch sind oder nicht, bleibt daher noch offen.

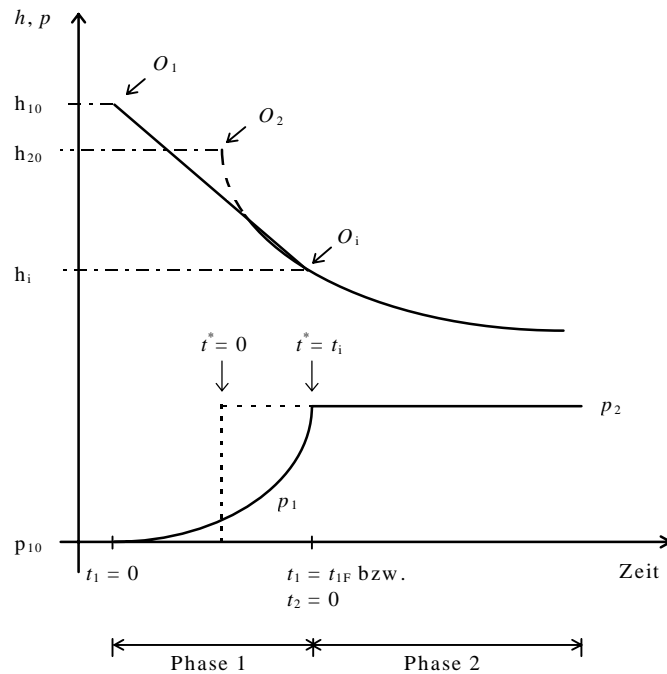
## 6.2 Prozeß unter konstantem Druck anschließend an einen Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit

Der ideale Prozeß unter konstantem Druck fängt mit der abrupten Druckzunahme an und wurde schon in den Kap. 3, 4 und 5 diskutiert. Hier schließt sich der zu

beschreibende Prozeß unter konstantem Druck an einen Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit an. D.h. die anfängliche abrupte Druckzunahme ist bei diesem Prozeß nicht mehr gegeben. Das Ziel besteht hier darin, ein günstigen Preßergebnis zu erzielen und diesen Prozeß mit dem für den idealen Preßvorgang vorgestellten Zwei-Zonen-Modell zu beschreiben.

### 6.2.1 Modifizierung der kinetischen Gleichung

Der gesamte Prozeß wird zuerst in Phase 1 (Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit, Index 1) und Phase 2 (Prozeß mit konstantem Druck, Index 2) aufgeteilt. Wie in Abb. 6.2-1 angedeutet wird, fängt der Prozeß am Punkt  $O_1$  ( $h = h_{10}$ ,  $p_1 = p_{10}$  bzw.  $t_1 = 0$ ) an. Die Geschwindigkeit  $v_1$  wird bis zum Punkt  $O_i$  ( $h = h_i$ ,  $p_1 = p_2$  bzw.  $t_1 = t_{1F}$  oder  $t_2 = 0$ ) konstant gehalten. In der anschließenden Phase 2 ( $t_2 \geq 0$ ) bleibt der Druck  $p_2$  konstant.



**Abb. 6.2-1**

Aufbau der Phase 1 und Phase 2  
(Schema)

**Annahme:** Die Phase 2, nämlich der gemessene Vorgang im Bereich  $h \leq h_i$  bzw.  $t_2 \geq 0$  ( $t^* \geq t_i$ ) wäre nur ein Teil eines idealen Vorganges unter konstantem Druck, der bei dem Punkt  $O_2$  ( $h = h_{20}$ ,  $t^* = 0$ ) mit einer abrupten Drucksteigung von 0 bis auf  $p_2$  angefangen hat (Abb. 6.2-1).

Für den idealen Prozeß gilt nach dem Zwei-Zonen-Modell:

$$\ln(1 - U_2) = \frac{R_{20}}{r_2} - \left[ \left( \frac{R_{20}}{r_2} \right)^2 + \frac{2p_2 t^*}{\mu_L r_2 (h_{20} - h_{2E})} \right]^{1/2}. \quad (6.2-1)$$

Dabei ist

$$1 - U_2 = \frac{h - h_{2E}}{h_{20} - h_{2E}}. \quad (6.2-2)$$

Die Parameter  $r_2$  und  $R_{20}$  beziehen sich auf den idealen Prozeß unter konstantem Druck  $p_2$ .

Die Abnahme der Höhe von  $h_{20}$  auf  $h_i$  benötigt eine gewisse Zeit, die als  $t_i$  bezeichnet wird. Deswegen ist die Preßdauer des idealen Prozesses, nämlich  $t^*$ , nach der obigen Annahme durch die Addition der gemessenen Zeit  $t_2$  bei konstantem Druck zu einer Zeitverschiebung  $t_i$  gegeben. Man hat also

$$t^* = t_i + t_2. \quad (6.2-3)$$

Einsetzen von Gl. (6.2-3) in (6.2-1) ergibt

$$\ln(1 - U_2) = \frac{R_{20}}{r_2} - \left[ \left( \frac{R_{20}}{r_2} \right)^2 + \frac{2p_2(t_i + t_2)}{\mu_L r_2 (h_{20} - h_{2E})} \right]^{1/2}. \quad (6.2-4)$$

Bei  $t_2 > 0$  beschreibt diese Gleichung den gemessenen Prozeß unter konstantem Druck. Andererseits sieht man hier, daß der gemessene Preßvorgang unter konstantem Druck ( $t_2 \geq 0$ ) durch einer Verschiebung des Anfangspunktes  $O_i$  auf den Anfangspunkt  $O_2$  idealisiert wird.

Nach Abb. 6.2-1 ist der Anfang der Phase 2 ( $t_2 = 0$ ) der Finalpunkt der Phase 1 ( $t_1 = t_{1F}$ ). Ist die Geschwindigkeit  $v_1$  der Phase 1 größer, wird eine schnellere Druckzunahme benötigt. Wäre  $v_1 = \infty$ , so müßte der Druck in der Phase 1 abrupt von 0 auf  $p_2$  ansteigen. Mit anderen Worten ist der Finalzustand der Phase 1 ( $t_1 = t_{1F}$ ) bei  $v_1 = \infty$  eine Annäherung des Anfangspunktes des idealen Prozesses unter konstantem Druck ( $t^* = 0$ ). Daher gilt:

$$R_{20} = \lim_{v_1 \rightarrow \infty} R_1 = \lim_{v_1 \rightarrow \infty} [R_{10} - r_1 \ln(1 - U_{1F})], \quad (6.2-5)$$

$$h_{20} = \lim_{v_1 \rightarrow \infty} h_{1F}. \quad (6.2-6)$$

Mit Gl. (6.1-16) sowie  $R_{10} = 1.03 \cdot 10^{-4}$  [ $10^{10}/\text{mm}$ ],  $\lambda_1 = 3.49 \cdot 10^{-3}$  [ $10^{10}/\text{mm}$ ],  $\lim_{v_1 \rightarrow \infty} h_{1F} = 23.1$  [mm],  $\lim_{v_1 \rightarrow \infty} h_{1E} = L_0 = 22.7$  [mm] und  $h_{10} = 30.8$  [mm] (s. Kap. 6.1.2) erhält man

$$\lim_{v_1 \rightarrow \infty} [1 - U_{1F}] = \lim_{v_1 \rightarrow \infty} \left[ 1 - \frac{h_{10} - h_{1F}}{h_{10} - h_{1E}} \right] = \frac{\lim_{v_1 \rightarrow \infty} h_{1F} - L_0}{h_{10} - L_0} = 0.04 \quad [-]$$

und

$$\begin{aligned} R_{20} &= \lim_{v_1 \rightarrow \infty} \left[ R_{10} - (\lambda_1 + \lambda_2 \cdot \frac{1}{v_1}) \ln(1 - U_{1F}) \right] \\ &= \lim_{v_1 \rightarrow \infty} [R_{10} - \lambda_1 \ln(1 - U_{1F})] = 1.03 \cdot 10^{-2} \quad [10^{10}/\text{mm}]. \end{aligned}$$

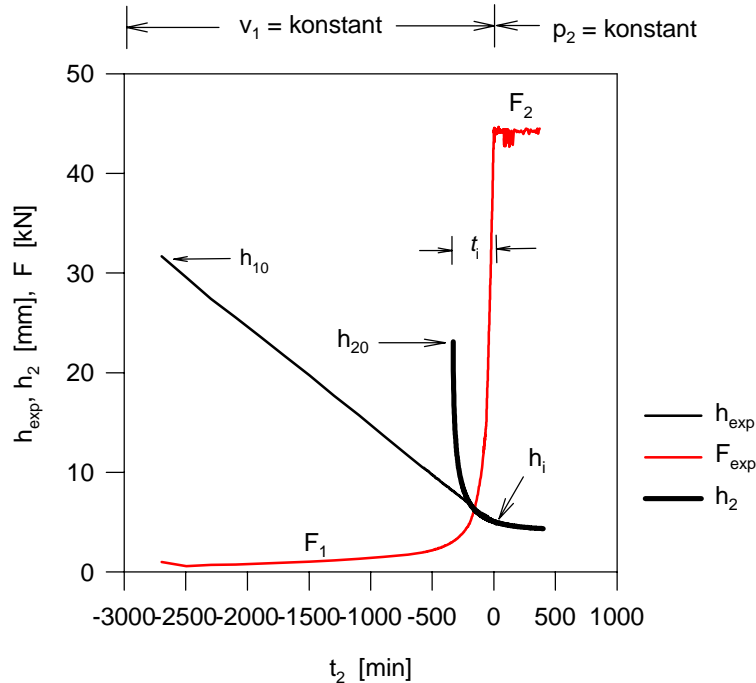
Nach Gl.(6.2-6) erhält man durch Extrapolation von  $h_{1F}$  nach  $v_1 = \infty$  (Versuchsserie 26D, Abb. 6.1-4b) die Starthöhe  $h_{20}$  des idealen Prozesses bei konstantem Druck  $p_2$  (25 bar, 500 g Einwaage,  $TS_0 = 7.0$  %):

$$h_{20} = 23.1 \text{ [mm]}.$$

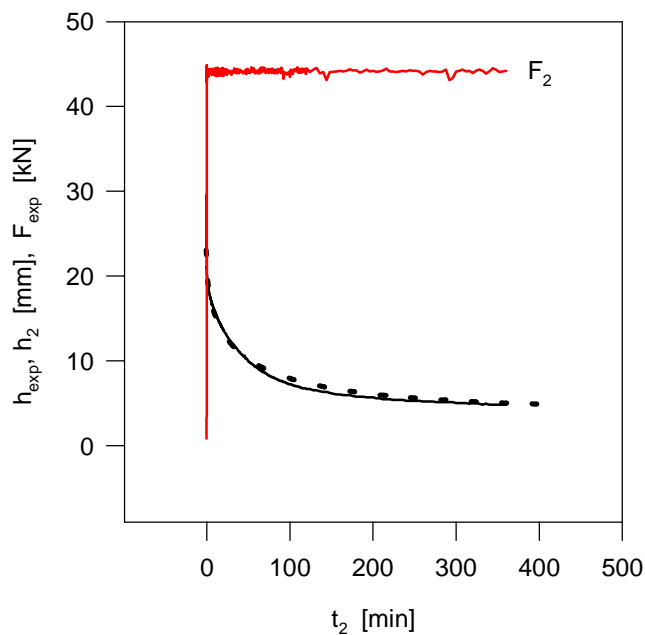
Nach der Bestimmung von  $R_{20}$  und  $h_{20}$  gibt es in Gl. (6.2-4) nun noch 3 Parameter, nämlich  $r_2$ ,  $t_i$  und  $h_{2E}$ , zu berechnen.

## 6.2.2 Experimentelle Prüfung

Die Gültigkeit von Gl. (6.2-4) wird im Experiment (Phase 2 der Versuchsserie 26D) geprüft. Die Ergebnisse zeigen, daß eine Übereinstimmung der berechneten mit der experimentellen Höhe des Preßgutes für Vorschubgeschwindigkeiten  $v_1$  von 0.01 bis 30 mm/min erreicht werden kann (s. Abb. 6.2-2a, b).



**Abb. 6.2-2a** Experimenteller Kraft- ( $F_{\text{exp}}$ ) bzw. Höhenverlauf ( $h_{\text{exp}}$ ) des gesamten Prozesses und der berechnete Höhenverlauf ( $h_2$ ) im Vorgang unter konstantem Druck  $p_2$  (Versuche: 26D\_01,  $v_1 = 0.01$  mm/min,  $M_0 = 500$  g,  $TS_0 = 7.0$  %)



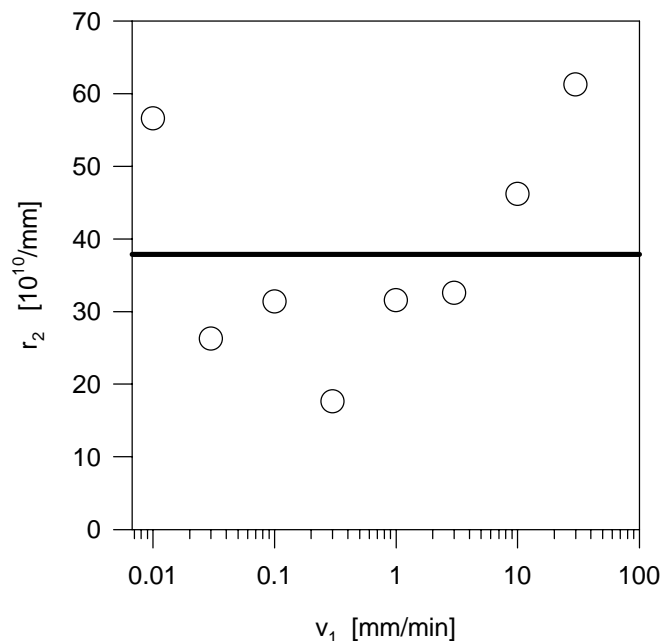
**Abb. 6.2-2b** Experimenteller Kraft- ( $F_{\text{exp}}$ ) bzw. Höhenverlauf ( $h_{\text{exp}}$ ) des gesamten Prozesses und die berechnete Höhenverlauf ( $h_2$ ) im Vorgang unter konstantem Druck  $p_2$  (Versuche: 26D30,  $v_1 = 30$  mm/min,  $M_0 = 500$  g,  $TS_0 = 7.0$  %)

Die berechneten Werte der Modellparameter  $r_2$ ,  $t_i$  und  $h_{2E}$  sind in Tab. 6.2-1 und den Abb. 6.2-3a, b und c dargestellt.

**Tab. 6.1-2** Modellparameter  $r_2$ ,  $h_{1E}$  und  $t_i$  für den Prozeß, der sich an einen Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit anschließt ( $R_{20} = 1.03 \cdot 10^8$  1/mm,  $h_{20} = 23.1$  mm; Phase 2 des Versuchs in Versuchsserie 26D; Einwaage = 500 g;  $TS_0 = 7.0$  %)

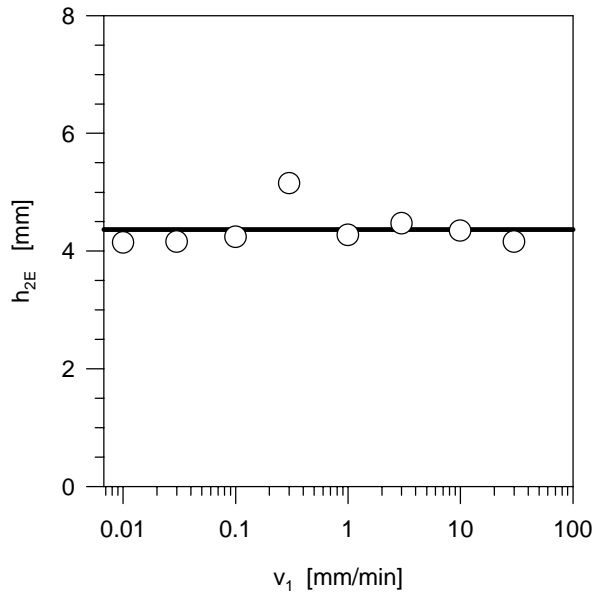
Experimentelle Datum		Modellparameter		
Versuch	$v_1$	$r_2$	$h_{2E}$	$t_i$
	mm/min	$10^{10}/\text{mm}$	mm	min
26D_01	0.01	56.58	4.14	329
26D_03	0.03	26.23	4.16	126
26D_1	0.1	31.36	4.24	84.9
26D_3	0.3	17.61	5.15	28.3
26D01	1.00	31.54	4.27	17.4
26D03	3.00	32.54	4.47	7.23
26D10	10.0	46.14	4.35	2.98
26D30	30.0	61.25	4.16	0.622

Nach Abb. 6.2-3a bleibt der kinetische Parameter  $r_2$  etwa konstant:  $r_2 = 37.91 \cdot 10^{10}$  1/mm  $\pm 14$  %.



**Abb. 6.2-3a** Kinetischer Parameter  $r_2$  als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit  $v_1$  der Einlaufphase (Versuche: Versuchsserie 26D,  $F_2 = 44.2$  kN ( $p_2 = 25$  bar),  $M_0 = 500$  g)

Die Endhöhe der Phase 2 ist von der Preßgeschwindigkeit  $v_1$  der Phase 1 unabhängig:  $h_{2E} = 4.366$  mm  $\pm 3$  % (Abb. 6.2-3b).



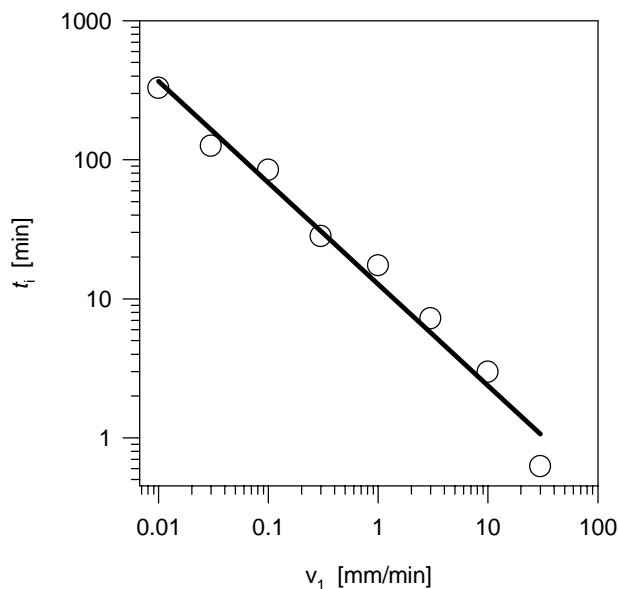
**Abb. 6.2-3b**

Endhöhe  $h_{2E}$  als Funktion der  
Vorschubgeschwindigkeit  $v_1$   
(Versuche: Versuchsserie  
26D,  $F_2 = 44.2$  kN ( $p_2 = 25$   
bar),  $M_0 = 500$  g)

Die Zeitverschiebung  $t_i$  lässt sich empirisch durch eine Potenzfunktion der Vorschubgeschwindigkeit  $v_1$  beschreiben (Abb. 6.2-3c):

$$t_i = \frac{K_t}{v_1^m} \quad (6.2-7)$$

Die berechneten Werte von  $m$  und  $K_t$  (Versuchsserie 26D,  $p_2 = 25$  bar,  $M_0 = 500$  g) sind:  $m = 0.73 [-] \pm 6 \%$ ,  $K_t = 12.73 [\text{mm}^m \cdot \text{min}^{1-m}] \pm 5 \%$ .



**Abb. 6.2-3c**

Zeitverschiebung  $t_i$  als  
Funktion der  
Vorschubgeschwindigkeit  
 $v_1$  (Versuche:  
Versuchsserie 26D,  $F_2 =$   
 $44.2$  kN ( $p_2 = 25$  bar),  
 $M_0 = 500$  g)

Nach Gl. (6.2-7) gilt für  $v_1 \rightarrow \infty$

$$t_i = 0$$

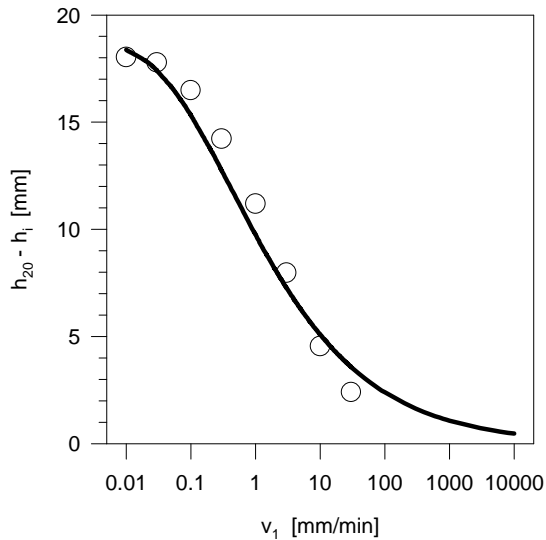
Damit reduziert sich Gl. (6.2-4) auf die kinetische Gleichung (3.4-21) (Buttersack 1994a):

$$\ln(1 - U_2) = \frac{R_{20}}{r_2} - \left[ \left( \frac{R_{20}}{r_2} \right)^2 + \frac{2p_2 t_2}{\mu_L r_2 (h_{20} - h_{2E})} \right]^{1/2} \quad (6.2-8)$$

Mit  $t_i$  sowie  $r_2$ ,  $h_{2E}$ ,  $h_{20}$  und  $R_{20}$  kann die Höhe  $h_i$  gemäß Gl. (6.2-4) unter Berücksichtigung  $t_2 = 0$  und  $h = h_i$  berechnet werden. Die Höhenverschiebung  $h_{20} - h_i$  (s. Abb. 6.2-1) ist deswegen eine Funktion der Zeitverschiebung  $t_i$ .

$$h_{20} - h_i = (h_{20} - h_{2E}) \left[ 1 - \exp \left\{ \frac{R_{20}}{r_2} - \left[ \left( \frac{R_{20}}{r_2} \right)^2 + \frac{2p_2 t_i}{\mu_L r_2 (h_{20} - h_{2E})} \right]^{1/2} \right\} \right]. \quad (6.2-9)$$

Die Höhenverschiebung  $h_{20} - h_i$  kann nach Gl. (6.2-7) und (6.2-9) (z.B. für die Versuchsserie 26D mit  $h_{20} = 30.77$  mm,  $R_{20} = 1.03 \cdot 10^8$  1/mm,  $r_2 = 37.91 \cdot 10^{10}$  1/mm,  $h_{2E} = 4.366$  mm,  $m = 0.73$  und  $K_t = 12.73$  mm<sup>m</sup> · min<sup>1-m</sup>) als Funktion der Vorschubgeschwindigkeit  $v_1$  berechnet werden. Mit der bei  $p_1 = p_{\max}$ , gemessenen Höhe  $h_i$  (s. Abb. 6.2-1), nämlich  $h_{1F}$  in Abb. 6.1-3b, kann die Höhenverschiebung auch bestimmt werden. Abb. 6.2-4 zeigt die gute Übereinstimmung.



**Abb. 6.2-4**  
Höhenverschiebungen  $h_{20} - h_i$   
aus gemessenem (○) und  
berechnetem (—)  $h_i$  als  
Funktion der  
Vorschubgeschwindigkeit  $v_1$   
(Versuche: Versuchsserie  
26D,  $p_2 = 25$  bar,  $M_0 = 500$  g,  
 $TS_0 = 7.0$  %)

### 6.2.3 Kurze Zusammenfassung

Durch Verschiebung des gemessenen Startpunkts an den Anfangspunkt eines idealen Prozesses (Zeit- ( $t_i$ ) und Höhenverschiebung ( $h_{20} - h_i$ )) kann die Schnitzelentwässerung, die auf eine Einlaufphase mit konstanter Geschwindigkeit folgt, mit 5 Parametern  $R_{20}$ ,  $h_{20}$ ,  $t_i$ ,  $r$  und  $h_{2E}$  modelliert werden. Dabei beschreiben  $R_{20}$  und  $h_{20}$  den theoretischen Anfangszustand beim idealen Prozeß unter konstantem Druck und werden durch die Modellierung der Einlaufphase bestimmt. Die Ergebnisse der Anwendung von Gl. (6.2-4) zeigen, daß die Parameter  $r_2$  und  $h_{2E}$  von der Einlaufphase unabhängig sind, während der Parameter  $t_i$  als Zeitverschiebung zwischen idealen und gemessenen Prozessen davon abhängig ist.

Die Modellierung eines Prozesses bei konstanter Geschwindigkeit ( $v$ ) oder konstantem Druck ( $p$ ) kann mit folgenden Gleichungen

$$v = \frac{p \cdot (1 - U)}{R_0 - r \cdot \ln(1 - U)} \quad (6.3-1)$$

$$U = \frac{h_0 - h}{h_0 - h_E} \quad (6.3-2)$$

durchgeführt werden, wobei die Parameter  $R_0$ ,  $h_E$  und  $r$  je nach Prozeßführung die unterschiedlichen charakteristischen Aspekte des Materials berücksichtigt.

Bei konstanter Geschwindigkeit werden  $R_0$  als  $R_{10}$ ,  $h_E$  als  $h_{1E}$  und  $r$  als  $r_1$  bezeichnet. Dabei beschreibt  $R_{10}$  den Anfangswiderstand der Flüssigkeitsströmung, während  $h_{1E}$  von der Viskoelastizität abhängt. Der Parameter  $r$  für konstante Geschwindigkeit, nämlich  $r_1$ , kann als Mittelwert für verschiedene Drücke verstanden werden. Eine lineare Abhängigkeit des Parameters  $r_1$  von der reziproken Geschwindigkeit könnte auf der Viskoelastizität des Materials beruhen. Die modellrheologische Darstellung dieser Abhängigkeit wurde jedoch nicht erreicht.

Bei dem idealen Prozeß unter konstantem Druck werden  $R_0$  als  $R_{20}$ ,  $h_E$  als  $h_{2E}$  und  $r$  als  $r_2$  bezeichnet. Die Anwendung der Gl. (6.3-1) auf den Prozeß bei konstantem Druck (s. Kap. 4, 5) erfolgt mit ihrer integrierten Form, nämlich Gl. (3.4-21), weil die Genauigkeit der Meßpunkte ( $t$ ,  $h$ ) besser als der umgerechneten Punkte ( $t$ ,  $v$ ) ist. Dabei beschreibt  $R_{20}$  den Anfangswiderstand des Prozesses,  $h_{2E}$  hängt nur von der Elastizität ab und man kann den Parameter  $r_2$  mit einer Retardationszeit vergleichen (s. Kap. 4.4.3). Der Parameter  $r$  für konstanten Druck, nämlich  $r_2$ , kann als ein Mittelwert für verschiedene Preßgeschwindigkeiten verstanden werden und nimmt mit zunehmendem Druck zu.

Unter Anwendung von Gl. (6.3-1) auf einen integrierten Vorgang, der anfangs mit konstanter Geschwindigkeit (Phase 1) und anschließend unter konstantem Druck (Phase 2) verlief, kann man sowohl den zeitlichen Druckverlauf in der Phase 1 als auch den zeitlichen Höhenverlauf in der Phase 2 beschreiben. Dabei ist ein zusätzlicher Modellparameter  $t_i$  einzuführen, der den Unterschied zwischen den idealen und gemessenen Anfangspunkten des Prozesses unter konstantem Druck beschreibt. Die Ergebnisse zeigen, daß die Zeitverschiebung  $t_i$  in einer Potenzfunktion umgekehrt proportional zur Preßgeschwindigkeit der Einlaufphase ist. Der materialspezifische kinetische Parameter  $r$  wird allgemein als eine Funktion der Preßgeschwindigkeit und des angewandten Drucks verstanden, jedoch in Phase 1 als Mittelwert für verschiedene Drücke ( $r_1$ ) und in Phase 2 als Mittelwert für verschiedene Entwässerungsgeschwindigkeiten ( $r_2$ ) interpretiert.



## 7 Zusammenfassung

In der Zuckerfabrik werden Abpressung und anschließende Trocknung zur Entwässerung extrahierter Rübenschnitzel angewandt, um die als Viehfutter genutzten Schnitzel haltbar und transportfähig zu machen. Im Vergleich mit der thermischen Entwässerung (Trocknung) spart das mechanische Verfahren (Abpressung) Primärenergie und vermindert Emissionen. Deswegen wurde die mechanische Entwässerung stetig verbessert. Die jüngsten Entwicklungen der Preßtechnik (z.B. die HMP-Presse und die Hyperpresse, s. Kap. 1.2) erforderten die Weiterentwicklung der theoretischen Kenntnisse dieser verfahrenstechnischen Grundoperation.

In der vorliegenden Arbeit wurden die mechanischen Eigenschaften der extrahierten Zuckerrübenschnitzel experimentell untersucht, die Preßvorgänge mit drei Modellen modelliert sowie die physikalischen Bedeutungen der Modellparameter überprüft und interpretiert. Im Rahmen der Modellierung ist es gelungen, die grundlegenden Annahmen des Zwei-Zonen-Modells, die ursprünglich für den Prozeß unter konstantem Druck entwickelt wurden, auf den Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit zu übertragen. Anschließend wurde ein integrierter Preßvorgang, der mit konstanter Geschwindigkeit beginnt und anschließend unter konstantem Druck weiter abläuft, mittels des Zwei-Zonen-Modells beschrieben. Zur Analyse verschiedener Schnitzelbehandlungen (durch Ionenaustausch, Wärme oder Saccharose) wurde das Zwei-Zonen-Modell eingesetzt. Als notwendiger Hintergrund wurden die morphologischen, physikalischen und chemischen Eigenschaften der nativen und denaturierten Zuckerrüben zusammengefaßt dargestellt. Die verfahrenstechnischen Befunde wurden im Zusammenhang mit den chemischen Veränderungen in der Zellwand diskutiert.

### 7.1 Modellierung

Die Modellierung der mechanischen Entwässerung berücksichtigt drei grundsätzliche Aspekte: die Massenbilanz der Flüssigkeit, das Kräftegleichgewicht zwischen dem äußeren Druck, dem Feststoffdruck (Spannung) und dem Flüssigkeitsdruck sowie die Flüssigkeitsströmung. Die wichtigsten Punkte beim Beschreiben des Prozesses unter konstantem äußerem Druck sind die folgenden: Die Verformung des porösen Feststoffgerüsts unter monoton zunehmender Spannung (der Feststoffdruck nimmt während des Austritts der Flüssigkeit zu) kann als das Problem der Mechanik mit der Modellrheologie beschrieben werden, während das Verhalten der Flüssigkeit durch die Gesetze der Hydrodynamik beschrieben wird. Werden die Verformung des porösen Feststoffs und die Flüssigkeitsströmung über die Kontinuitätsgleichung kombiniert, können die Einflüsse der Strömung auf die Deformation des Feststoffgerüsts berücksichtigt werden. Die Modellierung der mechanischen

Entwässerung beinhaltet deswegen nicht nur die rheologische Retardationszeit, die auf der viskosen Eigenschaft des Feststoffs beruht, sondern auch die Retardationszeit, die von der Flüssigkeitsströmung verursacht wird und die Verzögerung der Verformung eines lediglich elastischen Feststoffs erklärt.

Die Abpressung extrahierter Zuckerrübenschnitzel unter hohen konstanten Drücken zeigte, daß die Schnitzel eine nicht-lineare Viskoelastizität während des Prozesses und eine nicht-lineare Elastizität nach unendlich langer Abpressung besaßen.

Die Modellierung der Abpressung eines solchen Materials ohne Rücksicht auf diese Nicht-Linearität, wie z.B. bei dem klassischen Modell nach Shirato et al., wäre deswegen nicht vollständig. Die Anwendung des Modells nach Shirato et al. auf die Schnitzelabpressung unter verschiedenen konstanten Drücken deckte dann den theoretischen Widerspruch auf. Eine Überprüfung der Gültigkeit der vereinfachten kinetischen Gleichung des Modells ergab, daß die Anwendungsvoraussetzung dieser Gleichung, nämlich eine von der Einwaage unabhängige Retardationszeit, für die Schnitzelabpressung nicht gegeben ist.

Die Anwendung des rheologischen Modells für biologisches Material nach Lanoisellé et al. ergab, daß der interzelluläre Raum größer als der intrazelluläre Raum war. Diese Aussage steht im Widerspruch zu einer experimentell gesicherten Tatsache: Der interzelluläre Raum ist viel kleiner als das Volumen der Zellen.

Im Zwei-Zonen-Modell wird das unter Druck stehende Material in eine komprimierte und eine nicht-komprimierte Zone unterteilt. In der nicht-komprimierten Zone wird die Wechselwirkung zwischen den Feststoffpartikeln vernachlässigt und die Geschwindigkeit der mechanischen Entwässerung wird von der Flüssigkeitsströmung durch die elastische komprimierte Zone kontrolliert. Die experimentelle Prüfung des Zwei-Zonen-Modells am Beispiel der Schnitzelabpressung unter konstantem Druck zeigte: a) Die Endhöhe  $h_E$  als Modellparameter spiegelte die Grenze der Abpressung bzw. die materialspezifische Endelastizität wider. b) Der kinetische Parameter  $r$  war materialspezifisch, konnte mit der Retardationszeit, die von der Viskosität des Feststoffes und der Flüssigkeitsströmung abhängt, verglichen werden und beschrieb die Kinetik des Prozesses bzw. die Viskoelastizität des Materials. c) Der anfängliche Widerstand  $R_0$  hing – im Rahmen seiner zuweilen großen Schwankungsbreite -- nicht von der Schnitzleinwaage ab und stellte den Anfangszustand der komprimierten Zone dar.

Das Konzept des Zwei-Zonen-Modells für den Prozeß unter konstantem Druck wurde in der vorliegenden Arbeit auf den Prozeß bei konstanter Geschwindigkeit übertragen. Dabei konnte der Endzustand (Endhöhe,  $h_{1E}$ ) der Abpressung bei konstanter Geschwindigkeit nicht mehr im Sinne eines Gleichgewichts verstanden, jedoch als ein viskoelastischer Sachverhalt interpretiert werden. Der kinetische Parameter ( $r_1$ ) zeigte eine Geschwindigkeitsabhängigkeit, was *nicht* im Widerspruch zur viskoelastischen Darstellung des Prozesses unter konstantem Druck stand. Der

Anfangszustand -- nämlich das Aufsetzen des Kolbens auf die lockere Schnitzelfüllung -- wurde im Experiment möglichst reproduzierbar eingestellt und konnte bei der Modellierung über einen im Rahmen der Schwankungsbreite konstanten Parameter  $R_{10}$  beschrieben werden. Der mit obigen drei Parametern berechnete zeitliche Druckverlauf bei verschiedenen konstanten Geschwindigkeiten stimmte mit den Experimenten überein. Die Überprüfung der Einwaageunabhängigkeit bzw. Materialspezifität der Modellparameter erfordert weitere Versuche.

Unter Anwendung der Grundgleichung des Zwei-Zonen-Modells (s. Gl. (6.3-1)) auf einen integrierten Vorgang, der anfangs mit konstanter Geschwindigkeit (Phase 1) und anschließend unter konstantem Druck (Phase 2) verläuft, gelang die Beschreibung sowohl des zeitlichen Druckverlaufs in der Phase 1 als auch des zeitlichen Höhenverlaufs in der Phase 2. Dabei wurde ein zusätzlicher Modellparameter  $t_1$  eingeführt, der als die Startzeit des idealisierten Prozesses unter konstantem Druck interpretiert wurde. Der materialspezifische kinetische Parameter  $r$  wurde allgemein als eine Funktion der Preßgeschwindigkeit und des angewandten Drucks verstanden, jedoch in Phase 1 als Mittelwert für verschiedene Drücke (bezeichnet als  $r_1$ ) und in Phase 2 als Mittelwert für verschiedene Entwässerungsgeschwindigkeiten (bezeichnet als  $r_2$ ) interpretiert.

## 7.2 Empirische Zusammenhänge bei der Schnitzelabpressung

Bei der neu entwickelten Preßtechnik z.B. der HMP-Presse kombiniert man einen hohen hydraulischen Druck (100 bar) mit dünnen Schnitzellagen (ca. 20 mm/Lage). Im Zusammenhang mit dieser Maßnahme wurden zwei physikalische Einflußgrößen der mechanischen Schnitzelentwässerung, nämlich der angewandte Druck und die Schnitzeleinwaage ( $M_0$ ), in dieser Arbeit labormäßig untersucht.

Die Schnitzelabpressung unter konstanten Drücken zeigte, daß nicht immer ein hoher angewandter Druck günstig war, um nach kurzer Preßzeit einen großen Trockensubstanzgehalt zu erreichen. Hoher Druck hatte den Trockensubstanzgehalt erst dann deutlich erhöht, wenn der Preßzeit ausreichend lang war.

Im Unterschied dazu verbesserte die Verringerung der Schnitzeleinwaage das Preßergebnis während des gesamten Prozesses sowohl bei niedrigem (25 bar) als auch bei hohem (100 bar) Druck beträchtlich. Der Beitrag dieser Einwaage-Verringerung zur Erhöhung des isochronen Trockensubstanzgehaltes war bei der dünneren Schnitzellage im Versuchsbereich größer als bei der dickeren; gefunden

wurde  $-\left(\frac{\partial TS}{\partial M_0}\right)_t \propto \frac{1}{M_0}$ . Dies zeigt, daß die dünne Schnitzellage das Preßergebnis

deutlich beeinflußt.

Die in der neuen Preßtechnik angewandten dünnen Schichten führen möglicherweise dazu, daß der Trockensubstanzgehalt der Preßschnitzel von ihrer Elastizität bestimmt

wird. Deswegen kann der angewandte hohe Druck das Preßergebnis deutlich verbessern. Dieses Prinzip wäre noch im weiteren Versuch nachzuweisen.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden auch die Einflüsse der chemischen Veränderungen der Zellwand auf die Schnitzelabpressung untersucht. Diese chemischen Veränderungen bezogen sich zum einen auf die irreversible Hydrolyse der Zellwandpolymeren bei der thermischen Behandlung nativer Schnitzel. Zum anderen bezogen sie sich auf die reversiblen, über Metallionen gebildeten Wechselwirkungen zwischen Pektinketten bei der ionischen Behandlung der denaturierten Schnitzel. Aus der isochronen Darstellung des Trockensubstanzgehaltes der Preßschnitzel war der folgende Sachverhalt ersichtlich:

- Niedrige Extraktionstemperaturen ergaben bessere Ergebnisse nach kurzer Zeit. Bei langer Abpressung war hingegen eine Erhöhung der Extraktionstemperatur günstiger.
- Ein günstiger Trockensubstanzgehalt des Preßgutes bei kurzzeitiger Entwässerung ergab sich unter dem Einfluß des Ionenaustausches in der Reihenfolge  $\text{La}^{3+} > \text{Ca}^{2+} \approx \text{H}^+ > \text{K}^+$ , während eine umgekehrte Reihenfolge  $\text{La}^{3+} < \text{Ca}^{2+} \approx \text{H}^+ < \text{K}^+$  für den Endzustand ( $t = \infty$ ) galt.

Die chemischen Ursachen dieser Phänomene bestehen darin, daß bei niedriger Temperatur die temperaturbedingte Hydrolyse der Matrix-Polymere gering ist, während die ionische Vernetzung der Pektinketten nach dem Eintausch von  $\text{La}^{3+}$ -Ionen aufgrund der größeren Ionenstärke gegenüber  $\text{Ca}^{2+}$ - und  $\text{K}^+$ -Ionen intensiviert wird. Beide Behandlungen verursachen ein höheres E-Modul.

### 7.3 Anwendung des Zwei-Zonen-Modells

Der Einfluß der Behandlungsmethode auf den Endtrockensubstanzgehalt  $TS_E$  kann unmittelbar (auch ohne Modell) verstanden werden. Der kinetische Effekt wird aber erst verständlich, wenn man die Modellvorstellung zugrunde legt, daß die komprimierte Zone dem zu erwartenden E-Modul entsprechend dünner (langsamere Entwässerung) oder dicker (schnellere Entwässerung) ist.

In der vorliegenden Arbeit war es mit dem Zwei-Zonen-Modell gelungen, die umfangreichen Versuche über verschiedene Schnitzelbehandlungen auf eine standardisierte Weise statistisch zu bewerten. Dabei standen die materialspezifischen Modellparameter im Vordergrund. Die Auswirkung der Schnitzelbehandlungen wurde von zwei Standpunkten her, nämlich von einem die Kinetik und einem das Gleichgewicht betrachtenden, quantitativ beschrieben.

Die Beschreibung der thermischen und ionischen Schnitzelbehandlungen mittels der Modellparameter des Zwei-Zonen-Modells in dieser Arbeit ergab eine gemeinsame Aussage: Der kinetische Faktor  $r$  konkurriert mit dem Gleichgewichtsfaktor  $TS_E$  (nach unendlich langer Preßzeit). Beispielsweise führt die  $\text{La}^{3+}$ -Behandlung der Schnitzel zum größtmöglichen E-Modul und damit zu einem entsprechend

herabgesetzten Trockensubstanzgehalt bei sehr langer Preßzeit, während sich der extrem kleine  $r$ -Parameter positiv auf den (unvollständigen) kurzen Preßvorgang auswirkt.

Für die Praxis ist zu beachten, daß je nach verfügbarer Pressenkapazität und damit Verweilzeit bzw. Preßdauer unterschiedlich kinetisch- und gleichgewichtsbestimmte Vorgänge zu berücksichtigen sind; es müssen also der Druckaufbau und der maximale Druck bei einer bestimmten Schichtdicke optimiert werden.

Aufgrund der Materialspezifität der Modellparameter wurde der Prozeß unter konstantem Druck normiert und die experimentell nur schwer zugänglichen Zustände (z.B. sehr lange Preßzeit oder sehr kleine Schnitzleinwaage) konnten mittels des Zwei-Zonen-Modells extrapoliert werden.

Im Unterschied zur thermischen und ionischen Behandlung beeinflußt die Saccharose die Schnitzelabpressung von der Kinetik und vom Gleichgewichtsstandpunkt her gleichsinnig: Unter der Einwirkung von Saccharose sind die Schnitzel härter und der Verlauf der Schnitzelabpressung langsamer geworden. Die durch die Saccharose erhöhte Viskosität der ausgepreßten Flüssigkeit konnte dieses Ergebnis nicht ausreichend erklären. Es war anzunehmen, daß die Saccharose überwiegend den viskosen Anteil der Feststoffdeformation (Retardationszeit) beeinflußt.

## 8 Experimenteller Teil

### 8.1 Laborextraktion

7 kg während der Kampagne 1994/95 geernteter, bei 5 °C drei Monate gelagerter Rüben wurden ausgewählt, gereinigt und dann in einer Schneidmaschine mit Dachrippenmesser zu Schnitzeln mit einer Größe von etwa  $5 \times 5 \times 70 \text{ mm}^3$  geschnitten. Zur Lagerung dieser nativen Schnitzel wurden 0.45 g  $\text{NaN}_3$  in ca. 15 Liter 16%iger Saccharoselösung (Zugabe von 2.86 kg Saccharose zu 15 Litern destillierten Wassers) aufgelöst. Die Schnitzel wurden in dieser Lösung bei 5 °C eingelagert und innerhalb von 10 Tage im Labor extrahiert.

Bei der Laborextraktion wurden 15 Liter destilliertes Wasser im Schüttel-Thermostat zuerst auf eine bestimmte Temperatur (zwischen 50 und 90 °C) erhitzt. Danach wurden 1 kg Schnitzel in ein horizontal schüttelndes Siebgefäß eingeworfen. Die Temperatur erreichte innerhalb von 5 min den gewünschten Wert und blieb dann konstant. Nach 60 min wurde das Siebgefäß mit den denaturierten Schnitzeln herausgeholt. Die Schnitzel waren nach 15 minütigem Abtropfen fertig für die Abpressung. Die restlichen Schnitzel wurden in 10 Liter destilliertem Wasser bei 5 °C gelagert. Bei dem Batchverfahren wurden Proben für die Bestimmung des zeitlichen Verlaufs der Temperatur, der Saccharosekonzentration und des pH-Wertes der Extrakte gesammelt.

### 8.2 Nachbehandlung der industriell extrahierten Schnitzel

Als Untersuchungsmaterial zur Ermittlung der Einflüsse des Ionenaustausches, der Einwirkung von Saccharose, der Schnitzleinwaage, des Drucks sowie der Vorschubgeschwindigkeit auf die Abpressung wurden industriell extrahierte Schnitzel verwendet, die während der Kampagne 1994/95 von einer Zuckerfabrik zur Verfügung gestellt wurden. Die Entnahme erfolgte am Schnitzelausfall des Extraktionsturms in der Fabrik mindestens 4 h nach der üblichen stoßweisen Zufuhr von Formalin bei einem pH-Wert im Bereich Turmmitte von 4.7 bis 5.1. Etwa 3 h später wurden sie im Kühlraum des Zuckerinstituts nachbehandelt.

#### 8.2.1 Ionenaustausch

Folgende Vorbereitungen der Beladungslösung beziehen sich auf die Behandlung von 2.5 kg Schnitzeln:

0.03 N  $\text{LaCl}_3$ -Lösung wurde durch Zugabe von  $2 \times 15 \text{ g}$   $\text{LaCl}_3$  zu  $2 \times 6$  Litern destilliertem Wasser hergestellt.

0.1 N  $\text{CaCl}_2$ -Lösung wurde durch Zugabe von 184 g  $\text{CaCl}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$  zu 25 Litern destilliertem Wasser hergestellt.

0.2 N  $\text{CH}_3\text{COOH}$ -Lösung wurde durch Zugabe von 314.73 ml 90 %  $\text{CH}_3\text{COOH}$ -Lösung zu 25 Litern destilliertem Wasser hergestellt (pH = 2.8).

0.5 N  $\text{KCl}$ -Lösung wurde durch Zugabe von 1493 g  $\text{KCl}$  zu 40 Litern destilliertem Wasser hergestellt. Der pH-Wert der Lösung wurde mit  $\text{KOH}$ -Lösung und  $\text{K}_2\text{CO}_3$ -Lösung auf 9 eingestellt.

Für die Beladung der Schnitzel mit  $\text{La}^{3+}$ -Ionen wurden 2.5 kg extrahierter Schnitzel in 6 Litern 0.03 N  $\text{LaCl}_3$ -Lösung bei 4 °C für 15 - 24 h eingetaucht (alle 3 Stunden wurde gut durchgerührt; Batch-Verfahren) und dann abtropft. Nach einer Wiederholung dieser Behandlung wurden die Schnitzel

zweimal in 6 Litern Wasser verrührt und abgetropft. Danach wurden die Schnitzel in 6 Litern destillierten Wassers bei 4 °C über Nacht stehen gelassen.

Die Beladung der Schnitzel mit  $K^+$ -,  $H^+$ - oder  $Ca^{2+}$ -Ionen wurde nach dem kontinuierlichen Säulenverfahren durchgeführt: Es wurde jeweils eine Schnitzelmenge von  $2 \times 2.5$  kg in 2 Ionenaustauschersäulen (Länge 80 cm, Durchmesser 10 cm) bei 4 °C beladen. Die vorbereitete Lösung (25 Liter 0.1 N  $CaCl_2$ -, 0.2 N  $CH_3COOH$ -Lösung oder 40 Liter 0.5 N  $KCl$ -Lösung) wurde aus dem Vorratsgefäß (50 Liter) über einen Zuleitungsschlauch (Silicon-Schlauch, Durchmesser 6 mm) von unten der Säule zugeführt. Vor der Einlauföffnung der Säule war eine Schlauchpumpe (2-Kanal-Schlauchpumpe) angeschlossen, mit der die Strömungsgeschwindigkeit der Beladungslösung eingestellt wurde. Nach dem 15 - 24 stündigen Ionenaustausch wurde destilliertes Wasser (25 Liter für  $H^+$ - bzw.  $Ca^{2+}$ -Behandlung, 40 Liter für  $K^+$ -Behandlung; Dauer 14 bis 15 h) zugeführt, um die überschüssige Salzlösung zu entfernen. Danach wurden die Schnitzel in destilliertem Wasser bei 5 °C gelagert.

Die Erfahrung zeigte, daß die mechanischen Eigenschaften der nachbehandelten Schnitzel bei einer Lagerung von 2 Wochen unverändert blieben.

### 8.2.2 Einwirkung der Saccharose

Eine 16%ige Saccharoselösung wurde durch Zugabe von 1.90 kg Saccharose in 10 Litern destilliertes Wasser vorbereitet. Für die Untersuchungen zum Einfluß der Saccharose wurde die Hälfte der beladenen Schnitzel (ca. 1.25 kg) in 16%ige Saccharoselösung bei 4 °C über Nacht eingelegt. Danach wurden diese Schnitzel im Vergleich mit der anderen Hälfte der beladenen Schnitzeln abgepreßt.

## 8.3 Abpressung

### 8.3.1 Presse

Zwei Pressen standen zur Durchführung der Schnitzelabpressung zur Verfügung.

Der Hauptteil der ersten Presse (**Lloyd-Presse**) ist eine von einem Computer gesteuerte Lloyd Materialprüfmaschine LR 50 K, die aus der Grundplatte (inkl. Spannwerk), zwei (auf der Grundplatte befestigten) Führungsstangen, einer Traverse und einem Bedienelement besteht (Abb. 8.3-1).

Über die Traverse, die durch beide Führungsstangen geführt wird, ist eine freie Beweglichkeit in Vertikalrichtung gewährleistet. Die Vorschubgeschwindigkeit läßt sich mit einer Genauigkeit von  $\pm 0.5$  % zwischen 0.01 mm/min und 500 mm/min variieren. Die Wegmessung kann sowohl über einen eingebauten Schleifdraht (interne Wegmessung) als auch mittels eines nachträglich eingebauten induktiven Wegaufnehmers (WSF300, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, D-64201 Darmstadt) (externe Wegmessung) erfolgen. Jedoch wurde für die externe Wegmessung eine höhere Genauigkeit als für die interne (s. Kap. 8.4) nachgewiesen. An der Traverse ist eine Kraftmeßdose befestigt, mit der Kräfte zwischen 0.1 N und 50 kN mit einer Genauigkeit von besser als 1 % gemessen werden können.

Über den angeschlossenen Computer lassen sich mit dem Programm „RCON 3“ der Fa. Lloyd die Versuchsparameter Vorschubgeschwindigkeit, Kraft und Haltezeit in maximal 10 Stufen variieren.

Für die Schnitzelabpressung wurden ein Preßkorb aus Edelstahl (Innendurchmesser: 150 mm, Außenhöhe: 200 mm), ein Preßstempel (Außendurchmesser: 150 mm; Stempeldruck < 28 bar) und eine Bodenplatte als Zusatzteil konstruiert.

drehende Gewinde-Schraubenstange

Externer Wegaufnehmer

Führungsstange

Kraftmeßdose

Bewegliche Traverse

Preßwasser

befestigte Platte

↓ oder ↑

Kopplung zwischen der Schraubenstange und der Traverse

Traverse

(Die zwei sich drehenden Schraubenstangen übertragen die Kraft auf die Traverse bzw. den Preßstempel und regeln ihre vertikale Bewegung.)

-150-



Im Korbboden befindet sich außerdem ein mit Preßluft betriebener Belüftungskanal, der zum Ende einer Abpressung an den Entwässerungslöchern zurückgebliebene Wassertropfen entfernen soll. Diese Maßnahme ist, besonders bei geringen Einwaage, nötig, da sonst bei Lastabfall ein beträchtlicher Teil der Wassertropfen nach der Rückquellung in den Preßkuchen zurückgesaugt wird und dadurch der durch Trocknung bestimmte Trockensubstanzgehalt niedriger als der tatsächlich erreichte Werte ist.

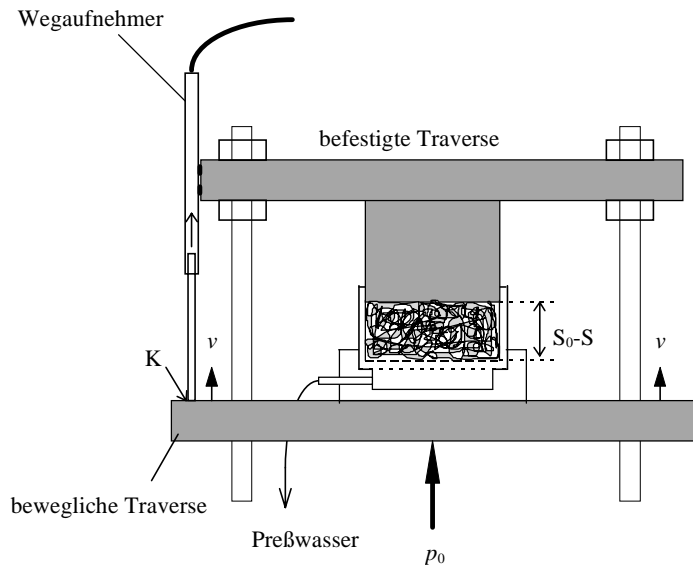
Die zweite Presse (**Sorcus-Press**, Abb. 8.3-2) besteht aus einem Zweisäulen-Rahmenwerk, einer oberen feststehenden Traverse, einer unteren in Vertikalrichtung beweglichen Traverse, einem Hydraulikzylinder zusammen mit einem Hydraulikaggregat, mit dem die untere Traverse angehoben und der entsprechende Druck erzeugt wird, einem Richtungsschalter, der die Richtung der beweglichen Traverse bestimmt, und einem an die obere Traverse befestigten induktiven Wegaufnehmer (W20K, Hottinger Baldwin Messtechnik GmbH, D-64201 Darmstadt). Wie bei der ersten Presse verfügt auch die Sorcus-Press über einen Preßkorb (Innendurchmesser: 150 mm; Außenhöhe: 80 mm) mit Metallsieb und eine an der unteren Traverse befestigte Bodenplatte. Der Preßstempel (Außendurchmesser: 150 mm) ist an der unteren Seite der oberen feststehenden Traverse befestigt. Beim Versuch bewegt sich die untere Traverse zusammen mit dem Preßkorb mit der Schnitzeln und der Bodenplatte nach oben. Der Druck ist über ein Druckbegrenzungsventil manuell bis zu einem Öldruck von 150 bar bzw. einem Stempeldruck von 130 bar einstellbar, wobei einer deutlich höherer Druck gegenüber der Lloyd-Press erreicht werden kann. Der am Manometer gezeigte Öldruck beträgt 115 % des eigentlich auf das Versuchsmaterial wirkenden Drucks. Ein Manometer mit einem Anzeigebereich von 0 bis 160 bar dient zur Erfassung des Hydraulikdrucks.

Bei Versuch wurde der Preßkorb auf die Bodenplatte gelegt (Justierung des Preßkorbs auch durch Führungsnuten und -streben) und danach der Richtungsschalter auf obere Position geschaltet. Die untere Traverse bewegte sich dann zusammen mit dem Preßkorb nach oben. Nachdem das Material den Preßstempel erreicht hatte, nahm der Druck zu und die Flüssigkeit wurde ausgepreßt. Zum Ende des Versuches wurde das Preßgut vor dem Lastabfall 5 min belüftet (Luftdruck 3-5 bar). Nach dem Druckabfall wird der Richtungsschalter auf untere Position geschaltet. Nachdem die untere Traverse die niedrigste Stelle erreicht hatte, wurde der Preßkorb mit Preßschnitzeln herausgeholt. Die Messung des Trockensubstanzgehaltes des Preßkuchens wurde dann möglichst schnell durchgeführt.

Der Wegaufnehmer (in der Lloyd-Press als externes Extensometer) wandelt die Verschiebung des Meßkopfs  $K$  induktiv in eine elektronische Spannung  $S$  um (Abb. 8.3-2). Das Signal  $S$  erreicht den maximalen Wert  $S_0$ , wenn der Preßstempel das Metallsieb kontaktiert (eine „Null-Einwaage“). Verschiebt sich das Metallsieb ab dieser Stelle um eine Strecke  $h$  nach unten, wird der Meßkopf  $K$  des wie in Abb. 8.3-2 montierten Wegaufnehmers gleichzeitig die identische Verlagerung registrieren und das entsprechende induktive Signal  $S$  abgeben. Entsprechend der Eigenschaft des Wegaufnehmers ist die Höhenverschiebung  $h$ , nämlich die Preßkuchenhöhe, proportional zur Differenz des Signals ( $S_0-S$ ):

$$h = C \cdot (S_0 - S) . \quad (8.3-1)$$

Dabei ist  $C$  eine interne Konstante (Linearität) des Wegaufnehmers, während  $S_0$  eine von dem Druck, dem Sieb, der Dicke des Filterpapiers, dem Wegaufnehmer und der elastischen Verformung der Presse abhängende Konstante ist, deren Berechnung in Kap. 8.4 behandelt wird.



**Abb. 8.3-2** Schema der Sorcus-Press (S ist das Signal für die Position des Siebs zur Zeit  $t$ , und  $S_0$  das Signal für die Position des befestigten Preßstempels)

### 8.3.2 Schnitzelabpressung

Die nachbehandelten Schnitzel wurden vor dem Einfüllen in den Preßkorb ca. 15 min abgetropft. Der Trockensubstanzgehalt der Schnitzel wird vor und nach der Abpressung gravimetrisch bestimmt (Trocknung: 15h, 105 °C).

Mit der **Lloyd-Press** kann die Abpressung sowohl bei konstanter Geschwindigkeit als auch mit konstantem Druck durchgeführt werden. Bei allen Versuchen fängt der Preßvorgang mit einer größeren Geschwindigkeit, nämlich 100 mm/min, an, bis die Kraft den Wert von 1 kN erreicht hat. In dieser Phase wird die Luft zwischen Preßstempel und Versuchsmaterial bzw. die Luft im Versuchsmaterial teilweise entfernt. Dabei trägt die Luft schon eine bestimmte Menge Flüssigkeit durch das Sieb aus. Beim Prozeß mit konstanter Geschwindigkeit verläuft die Abpressung nach dem Erreichen von 1 kN mit der eingestellten Geschwindigkeit, während beim Prozeß unter konstantem Druck der Preßvorgang mit einer hohen Geschwindigkeit von 40 mm/min verläuft, bis die Kraft bzw. der Druck ( $< 25$  bar) den gewünschten Wert erreicht hat. Der Druck wird danach durch die Regelung des Mikroprozessors konstant erhalten.

Die **Sorcus-Press** ist geeignet für die Abpressung bei konstantem Druck. Dabei wird der Druck durch manuelles Regulieren des Druckbegrenzungsventils möglichst schnell von 0 auf den gewünschten Wert angehoben und dann konstant gehalten (nachdem der Preßstempel das Versuchsmaterial kontaktiert hat, dauert der Druckanstieg normalerweise 15 s). Die geschätzte Preßgeschwindigkeit bei dieser Druckzunahme beträgt 70 mm/min.

## 8.4 Auswertung der Versuchsdaten

### 8.4.1 Original-Zeit

Die nach dem Versuch erworbene ursprüngliche Datei kann noch nicht direkt zur Modellierung des Preßvorgangs angewandt werden.



```

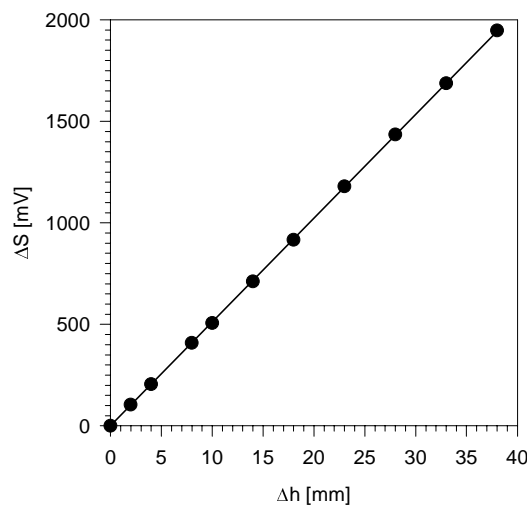
for j= 3 to 8 do
  Nj = size(col(j))
  for i = 1 to Nj do
    cell(j,i) = ""
  end for
end for

```

## 8.4.2 Preßkuchenhöhe

Um die Preßkuchenhöhe mit dem induktiven Signal  $S$  nach Gl. (8.3-1) zu berechnen, müssen die  $C$ - und  $S_0$ -Wert bekannt sein.

Nach der Messung des induktiven Signals  $S$  für verschiedene bekannte Verschiebungen des Meßkopfs  $K$ , nämlich  $\Delta h$ , erhält man  $C = 1.955 \text{ mm/100 mV} \pm 0.1 \%$  (Abb. 8.4-3).



**Abb. 8.4-3** Veränderung des induktiven Signals  $\Delta S$  als Funktion der Verschiebung des Meßkopfs  $\Delta h$

$S_0$  wird als Nullpunkt für unterschiedliche Drücke gemessen (Tab. 8.4-1). Die Änderung des Nullpunktes bei unterschiedlichen Drücken gilt als eine Beschreibung der Verformung, des Metallsiebes und der Versuchsanlage bei der Lastaufnahme (Blecher 1995) (Abb. 8.4-4).

**Tab. 8.4-1** Nullpunkt der Sorcus-Presse bei unterschiedlichen Drücken

Druck [bar]	10	25	50	75	100
$S_0$ [mV]	3919.9	3921.1	3923.2	3925.2	3927.3

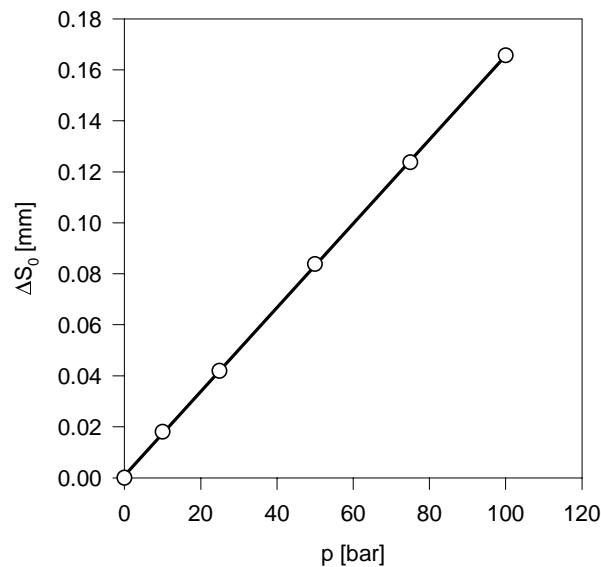
Aus Abb. 8.4-4 ist ersichtlich, daß die druckabhängige Verschiebung des Nullpunktes bei der Sorcus-Presse kleiner als 0.1 mm ist ( $p \leq 100 \text{ bar}$ ).

Bei der Lloyd-Presse beträgt die Nullpunkt-Verschiebung durch die Dehnung der Traverse schon 1 mm bei einer Kraftänderung von 44.2 kN bzw. einer Druckänderung von 25 bar (Abb. 8.4-5). Eine Korrektur der internen Wegmessung durch externe Wegmessung ist für die genaue Beschreibung des Prozesses (z.B. die Druckabhängigkeit der Endhöhe des Preßgutes) notwendig, wobei die Druckabhängigkeit des Nullpunktes  $S_0$  gemäß:

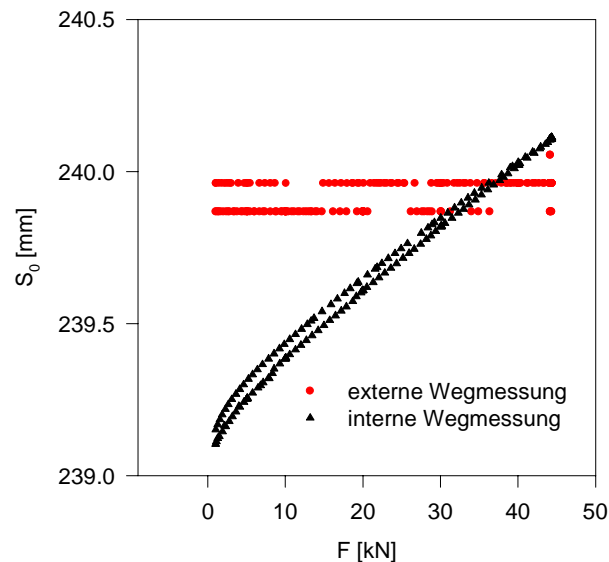
$$S_0 = S_{0\max} - K_S \cdot (F_{\max} - F) \quad (8.4-1)$$

bestimmt werden kann. Dabei entspricht  $S_{0\max}$  der maximalen Kraft  $F_{\max}$ . Für  $F_{\max} = 44.2 \text{ kN}$  erhält man aus Abb. 8.4-5  $S_{0\max} = 240.13 \text{ mm} \pm 1 \%$  und  $K_S = 0.0221 \text{ mm/kN} \pm 0.6\%$ .

Bei der Lloyd-Presse werden die zeitlichen Kraft- und Höhenverläufe als Lotus-1-2-3-Datei (\*.wks) im Computer gespeichert. Anschließend können sie über das Programm SigmaPlot ausgewertet werden.



**Abb. 8.4-4** Verformung  $\Delta S_0$  der Sorcus-Presse bei unterschiedlichen Drücken  $p$



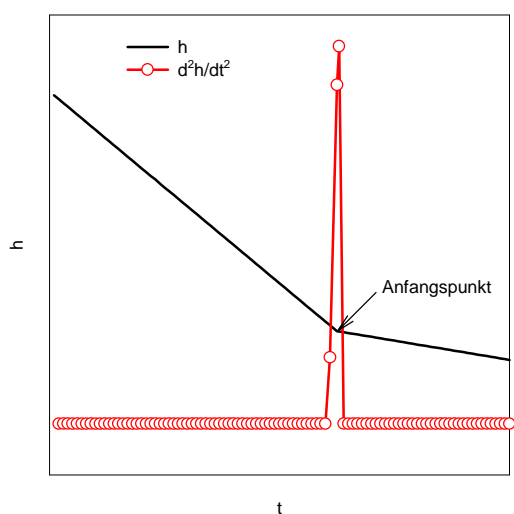
**Abb. 8.4-5** Verformung  $\Delta S_0$  der Lloyd-Presse bei verschiedenen Kräften  $F$

### 8.4.3 Anfangspunkt des Preßvorganges unter konstantem Druck

Der Anfangspunkt des Preßvorganges (Flüssigkeits-Feststoff-Abtrennung) unter konstantem Druck  $p_0$  kann anhand des zeitlichen Druckverlaufs bestimmt werden (Lloyd Presse). Mit anderen Worten wird

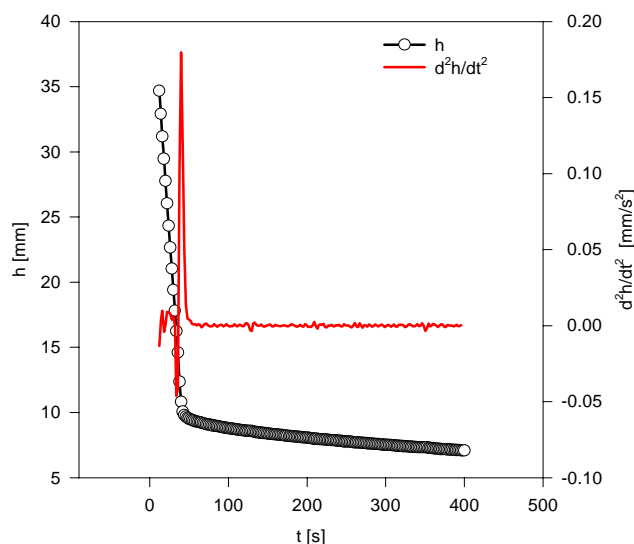
der Anfangspunkt als derjenige definiert, an dem für den monoton zunehmenden Druck  $p$  die Gleichung  $p = p_0$  gilt (vgl. Abb. 6.2-1 oder 6.2-2a Kap. 6.2).

Fehlt diese Messung, kann der Anfangspunkt mittels des zeitlichen Höhenverlaufs indirekt bestimmt werden. Der Höhenverlauf erlebt beim Übergang von Luftentfernung zu Flüssigkeitsentfernung aufgrund des unterschiedlichen Strömungswiderstands eine starke Veränderung in der Steigung (s. Abb. 5.5-1 in Kap. 5.1). Vom theoretischen Standpunkt her ist stets ein ausreichend kleiner Zeitraum, der unmittelbar vor bzw. nach dem Anfangspunkt liegt, zu finden, in dem der Höhenverlauf mit einer linearen Funktion angenähert werden kann (Abb. 8.4-6). Bei dem Schnittpunkt der beiden Geraden in Abb. 8.4-6, nämlich dem Anfangspunkt, erreicht die zweite Ableitung der Höhe ein Maximum. Mit diesem Merkmal findet man den Anfangspunkt der Flüssig-Fest-Trennung aus dem zeitlichen Höhenverlauf. Abb. 8.4-7 stellt eine Anwendung dieser Methode dar.



**Abb. 8.4-6**

Prinzipielle Darstellung der Bestimmung des Anfangspunktes gemäß dem Maximum der zweiten Ableitung  $d^2h/dt^2$  der Höhe



**Abb. 8.4-7**

Bestimmung des Anfangspunktes der Flüssig-Fest-Trennung (Versuch: 05Q01) gemäß des Maximums der zweiten Ableitung  $d^2h/dt^2$

Für die Auswertung der Versuchsdatei (Sorcus-Press) wurde mit Visual Basic (Microsoft Visual Basic for Windows V. 3.0, Professional Edition) ein Programm mit Funktionen zur Zeitschreibung, Höhenberechnung, Bestimmung des Anfangspunktes, Verlauf des Trockensubstanzgehaltes sowie Berechnung der scheinbaren Feststoffdichte geschrieben.

## Literatur

- Achard, F. C.: Die europäische Zuckerfabrikation aus Runkelrüben. J. C. Hinrichs, Leipzig, 1809
- Albersheim, P.; Neukom, H.; Deuel, H.: Splitting of pectin chain molecules in neutral solution. Arch. Biochem. Biophys. 90 (1960) 46
- Austmeyer, K. E.; Poersch, M.: Niedertemperatur-Schnitzeltrocknung: Grundlagen und Betrachtungen zur Wirtschaftlichkeit—Teil 1. Zuckerind. 118 (1993) 861-868
- Baron-Epel, O.; Gharyl, P. K.; Schindler, M.: Pectins as mediators of wall porosity in soybean cells. Planta 175 (1988) 389-395
- Bertin, C.; Rouao, X.; Thibault, J. F.: J. Sci. Food Agric. 44 (1988) 15-29
- Biot, M. A.: General theory of three-dimensional consolidation. J. appl. Phys. 12 (1941) 155-164
- Blecher, Dirk: unveröffentlicht (vgl. Abschlußbericht AIF-Forschungsvorhaben Nr. 9560 (1995))
- Bliesener, K.-M.; Miehe, D.; Buchholz, K.: Verfahrensentwicklungen zur Schnitzelentwässerung. Zuckerind. 116 (1991) 978-986
- Braunsteiner, W.; Kubadinow, N.; Hollaus, F.: Beiträge zur Aufklärung mikrobiologischer und chemischer Zusammenhänge bei der Preßschnitzelsilierung. Z. Zuckerind. 108 (1983) 1138-1144
- Brett, C.; Waldron, K.: Physiology and biochemistry of plant cell walls, in: Topics in plant physiology: 2 (Eds.: Black, M.; Chapman, J.). Unwin Hyman, 1990
- Brett, C.; Waldron, K.: Physiology and biochemistry of plant cell walls (2. Ed.), in: Topics in plant functional biology; 1 (Eds.: Black, M.; Charlwood, B.), Chapman & Hall, 1996
- Brons, N.: Schnitzeltrocknung mit überhitztem Dampf. CITS, München 1995, 359-369.
- Broughton, N.W.; Dalton, D.D.; Jones, G.C.; Williams, E.L.: Adding value to sugar beet pulp. Int. Sugar J. 97 (1995) 57-60, 93-95
- Bruhns, J. et al. (Herausg.): Sugar technologist's manual. Bartens, Berlin, 1994
- Bruhns, M.; Bunert, U.: Pulp drying with superheated steam. CITS, München, 1995, 372-381; Zuckerind. 120 (1995) 871-876
- Buchholz, K.; Bliesener, K.M.; Buttersack, C.: Entwicklungen zur Entwässerung extrahierter Rübenschnitzel bei der Zuckergewinnung. 46. Diskussionstagung Forschungskreis der Ernährungsindustrie e. V., 1988, 71-89
- Buchholz, K.; Bruhns, M.: Über die Kampagne 1993/94 und neuere technische Entwicklungen. Zuckerindustrie 119 (1994) 351-371
- Buchholz, K.; Bruhns, M.: Über die Kampagne 1995/96 und neuere technische Entwicklungen. Zuckerindustrie 121 (1996) 305-326
- Buchholz, K.; Schliephake, D.: Über die Kampagne 1989 und neue technische Entwicklungen. Zuckerind. 115 (1990) 329-344
- Buchholz, K.; Tarrach, R.; Bliesener, K.-M.: Chemische Aspekte der Schnitzelentwässerung. Zuckerind. 111(1986) 23-37
- Buttersack, C.: Grundlagen der mechanischen Entwässerung von Zuckerrübenschnitzeln. Zuckerindustrie 119 (1994b) 831-846
- Buttersack, C.: Two-Zone model for solid-liquid separation by filtration and expression. Chem. Eng. Sci. 49 (1994a) 1145-1160
- Buttersack, C.; Basler, W.: unveröffentlicht (vgl. Abschlußbericht des AIF-Forschungsvorhabens Nr. 7177, 1989)
- Buttersack, C.; Basler, W.: Hydraulic Conductivity of Cell Walls in Sugar Beet Tissue. Plant Sci. 76 (1991) 220-237
- Buttersack, C.; Bliesener, K.-M.; Footurcheh, F.; Buchholz, K.: Influence of pressing aids on mechanical dewatering of sugar beet pulp. I. industrial aspects Int. Sugar. J. 94 (1992) 26-36

- Buttersack, C.; Schliephake, D.: Theorie der Zuckerextraktion, Zuckerindustrie, 122 (1997), in Vorbereitung
- Carpita, N. C.; Gibeaut, D. M.: Structural models of primary cell walls in flowering plants: consistency of molecular structure with the physical properties of the walls during growth. *Plant J.* 3 (1993) 1-30
- Carpita, N. C.; Sabulase, D.; Montezinos, D.; Delmer, D. P.: Determination of the pore size of cell walls of living plant cells. *Science* 205 (1979) 1144-1147
- Clark, A. H.; Ross-Murphy, S. B.: Structural and mechanical properties of biopolymer gels. *Adv. Polym. Sci.* 83 (1987) 57
- Clarke, M.A.; Roberts, E.J.; Godshall, M.A.; de Bruijn, J.M.: Polysaccharides of sugar beet in processing, British Sugar plc Technical Conference, Eastbourne, 1992
- Cleland, R. E.: Wall extensibility: hormones and wall extension. In Tanner, W.; Loewus, F. A. (eds): *Encyclopedia of plant physiology, New Series, Volume 13B.* Springer, Berlin 1981
- Conteras, I.; Gonzales, R.; Ronco, A.; Ansenjo, J.A.: *Biotechnol. Lett.* 4 (1982) 51-56
- Crandall, Ph. G.; Wicker, L.: Pectin internal gel strength: Theory, measurement and methodology. *CS Symp. Ser.* 310 (1986) 88
- Creus, G.: *Viscoelasticity – Basic theory and applications to concrete structures.* Springer, 1986
- Cronewitz, T.: Eigenschaften der Gerüstsubstanz der Schnitzel bei der mechanischen Entwässerung. *Zuckerind.* 114 (1989) 31-38
- Dea, I. C. M.; Madden, J. K.: Acetylated pectic polysaccharides of sugar beet. *Food Hydrocoll.* 1 (1986) 71
- Deuel, H.; Huber, G.; Leuenberger, R.: Über das Geliervermögen von Polygalakturonsäuremethylester. *Helv. Chim. Acta* 33 (1950)
- Ehwald, R.: Sucrose leakage from isolated parenchymal of sugar beet roots. *J. Exp. Bot.* 31 (1980) 607-620
- Emmerich, A.: Dichte von Saccharoselösungen – Beitrag zur Anwendung der neuen von der ICUMSA angenommenen Werte. *Zuckerind.* 119 (1994) 120-123
- Epstein, L.; Lamport, D.T.A.: An intramolecular linkage involving isodityrosine in extensin. *Phytochemistry.* 23 (1984) 1241-1246
- Footurcheh, F.: Zum Einfluß von Calciumionen und pH-Wert auf die mechanische Entwässerung extrahierter Rübenschnitzel. Dissertation, TU Braunschweig, 1991
- Freytag, A. H.; Linden, J. C.: Ethylen enhanced diffusion. *Sucr. Belge* 94 (1975) 429-37
- Fry, S. C.: Cross-linking of matrix polymers in the growing cell walls of angiosperms. *Ann. Rev. Plant Physiol.* 37 (1986) 165-186
- Gieringer, R.: Diplomarbeit am Inst. F. landwirtsch. Technol. U. Zuckerind., TU Braunschweig, 1992
- Gieringer, R.; Steinert, P.; Buttersack, C.; Buchholz, K.: Anisotropic swelling of cell walls of sugar beet tissue: influence of ion-exchange and sucrose. *J. Sci. Food Agric.* 68 (1995) 439-449
- Goodban, A. E.; McCready, R. M.: Liming of sugar beet cossettes. *J. Amer. Soc. Sugar Beet Technol.* 13 (1965) 564-572
- Grohmann, K.; Bothast, R.J.: Pectin-Rich Residues Generated by Processing of Citrus Fruits, Apples, and Sugar Beets Rombouts, ACS (Amer. Chem. Soc.) Symposium Series 566 (1994), Ch. 19, 372-390,
- Gross D.; Hanger, W.; Schnell, W.; Wrigges, P.: *Technische Mechanik, Band 4.* Springer 1993
- Guillon, F.; Barry, J.L.; Thibault, J.-F.: *J. Sci. Food. Agric.* 60 (1992) 69-79
- Guillon, F.; Thibault, J.-F.: Enzymic hydrolysis of the „hairy“ fragments of sugar beet pectins. *Carbohydr. Res.* 190 (1989b) 97-108
- Guillon, F.; Thibault, J.-F.: Methylation Analysis and mild acid hydrolysis of the „hairy“ fragments of sugar beet pectins. *Carbohydr. Res.* 190 (1989a) 85-96
- Guillon, F.; Thibault, J.-F.: Further characterization of acid- and alkali-soluble pectins from sugar beet pulp. *Lebensm.-Wiss. u. Technol.* 21 (1988) 198-205
- Helfferich, F. et al.: in: *Ullmanns Encyclopädie der technischen Chemie*, Bd. 13, S. 279, Weinheim 1977



- Hess, W. F.; Kalwa, M.: High-pressure filtration – a chance for the downstream processing of biological dispersions. *Chem. Eng. Proc.* 23 (1988) 179-188
- Hirpokawa, Y.; Tanaka, T.; Sato, E.: Phase transition of positively ionised gels. *Macromolecules* 18 (1985) 2782-2784
- Institut für Technologie der Kohlenhydrate – Zuckerinstitut – e.V.: Über die Kampagne 1996/97 und neuere technische Entwicklungen. *Zuckerindustrie* 122 (1997) 257-276
- Iraki, N. M.; Bressan, R. A.; Carpita, N.C.: Extracellular polysaccharides and proteins of tobacco cell cultures and changes in composition with growth-limiting adaptation to water and saline stress. *Plant Physiol.* 91 (1989a) 54-61
- Iraki, N. M.; Bressan, R. A.; Hasegawa, P.M.; Carpita, N.C.: Alteration of the physical and chemical structure of the primary cell wall of growth-limited plant cell adapted to osmotic stress. *Plant Physiol.* 91 (1989b) 39-47
- Jarvis, M. C.: Structure and properties of pectin gels in plant cell walls. *Plant Cell Environ.* 7 (1984) 153-164
- Jensen, A. S.: Steam drying of beet pulp. *Int. Sugar. J.* 94 (1992) 281-289
- Jones, G. C.: Cossette pre-treatment and pressing. *Int. Sugar. J.* 90 (1988) 1557-167
- Junghans, E.; Buttersack, C.: Morphologie und physikalische Eigenschaften der Zuckerrübe, in Schiweck, H. (Herausg.): *Technologie des Zuckers*. Bartens, 1998 (im Druck) (vgl. Schneider 1968)
- Kamst, G. F.; Bruinsma, O. S. L.; Graauw, J.: Permeability of filter cakes of palm oil in relation to mechanical expression. *AIChE J.* 43 (1997a) 673-680
- Kamst, G. F.; Bruinsma, O. S. L.; Graauw, J.: Solid-phase creep during the expression of palm-oil filter cake. *AIChE J.* 43 (1997b)
- Kang, S.-M.; Kishimoto, M.; Shioya, S.; Yoshida, T.; Suga, K.-I.: Properties of extracellular polymer having an effect on expression of activated sludge. *J. Ferm. Bioeng.* 69 (1990) 111-116.
- Kleinig, H.; Sitte, P.: *Zellbiologie*. Gustav Fischer, Stuttgart - New York (1984)
- Koenders, M. A.; Wakeman, R. J.: Filter cake formation from structured suspensions. *Trans. Inst. Chem. Eng., A* 75 (1997) 309-320
- Kunz, M.; Valentin, P.: Schnitzeltrocknung ohne Primärenergieeinsatz unter ausschließlicher Nutzung der Abwärme- und Eindampfpotentiale der Zuckerfabrik. *Zuckerind.* 111(1986) 741-749
- Kupchik, M. P.; Matvienko, A. B.; Manke, V. V.: Change of the beet ultrastructure in the diffusion process with the action of temperature and electric field. *Sakh. Prom.* (1987) (5) 18-21
- Landman, K. A.; Sirakoff, C.; White, L. R.: Dewatering of flocculated suspensions by pressure filtration. *Phys Fluids A* 3 (1991) 1495-1509
- Lanoisellé, J.-L.; Vorobyov, E. I.; Bouvier, J.-M.; G. Piar: Modelling of solid/liquid expression for cellular materials. *AIChE J.* 42(1996) 2057-2068
- Lühns, H.: Bis zu welchen Trockensubstanzwerten ist die mechanische Entwässerung sinnvoll ? *Zuckerind.* 112 (1987) 571-572
- Lüttge, U.; Kluge, M.; Bauer, G.: *Botanik*, VCH, Weinheim, 1988
- Märker, M.: D R P 29640 (1884); *Chem. Ztrbl.* 16 (1885) 154
- Marquardt, D. W.: An algorithm for least-squares estimation of non-linear parameters. *J. Soc. Ind. App. Math.* 11 (1963) 431-441
- McKay, A. L.; Bloom, M.; Tepfer, M.; Taylor, I. E. P.: Broadline proton magnetic resonance study of cellulose, pectin and bean cell walls. *Biopolymers* 21 (1982) 1521
- Micard, V.; Renard, C. M. G. C.; J.-F. Thibault: Studies on enzymic release of ferulic acid from sugar-beet pulp. *Lebensm.-Wiss. u. Technol.* 27 (1994) 59-66
- Michel, F.; Thibault, J.F.; Barry, J.L.: *J. Sci. Food Agric.* 42 (1988) 77-85
- Morris, E. R.; Gidley, M. J.; Murray, E. J.; Powell, D. A.; Rees, D. A.: Characterisation of pectin gelation under conditions of low water activity, by circular dichroism, competitive inhibition and mechanical properties. *Int. J. Biol. Macromol.* 2 (1980) 327

- Muhlack, E.: Erste Ergebnisse der Hochdruck-Mehrschichtfilter-Pressen HMP. Zuckerind. 117 (1992) 527-530
- Müller, G.: Ergebnisse der Züchtung diploider monokarper fertiler Zuckerrüben auf Rübenqualität und Möglichkeiten zu ihrer Verbesserung. Dissertation, Akademie der Landwirtschaftswissenschaften, Berlin, 1983
- Murase, T.; Iwata, M.; Kato, I.; Lee, W.-D.; Shirato, M.: Determination of specific resistance of highly compressed cake by use of expression data. J. Chem. Eng. Japan 21 (1988) 204-206
- Murase, T.; Iwata, M.; Wakita, M.; Adachi, T.; Hayashi, N.; Shirato, M.: Variable-pressure/variable-rate expression of semisolid materials. J. Chem. Eng. Japan 20 (1987) 603-608
- Murase, T.; Iwata, M.; Wakita, M.; Adachi, T.; Hayashi, N.; Shirato, M.: Expansion of consolidated material after release of load. J. Chem. Eng. Japan 22 (1989) 195-199
- Nultsch, W.: Allgemeine Botanik, Georg Thieme, 1991
- Oakenfull, D.; Scott, A.: Hydrophobic interaction in the gelation of high methoxyl pectins. J. Food Sci. 49 (1984) 1093-1098
- Ohmine, I.; Tanaka, T.: Salt effects on the phase transition of ionic gels. J. Chem. Phys. 77 (1982) 5725-5729
- Oosterveld, A.; Beldman, G.; Schols, H. A.; Voragen, A. G.J. Arabinose and ferulic acid rich pectic polysaccharides extracted from sugar-beet pulp. Carbohydrate Research 288 (1996) 143-153
- Palta, J. A.; Wyn-Jones, R. G.; Tomos, A. D.: Leaf diffusive conductance and tap root cell turgor pressure of sugar beet. Plant Cell Environ. 10 (1987) 735-740
- Papchenko, A. Ya.: Electrical treatment of plant raw material before juice extraction. Sakh. Prom. 47 (1973) (9) 21-23
- Pilnik, W.; Voragen, A. G.J.: Polysaccharide, in: Ullmanns Encyclopädie der technischen Chemie. 4. Aufl., Bd. 19, Verlag Chemie, Weinheim, 1980
- Pouillaude, F.; Vetter, J.; Plever, R.; Delandre, P.: Hyperpressing of pulp and cossettes. Zuckerind. 113 (1988) 38-45
- Powell, D. A.; Morris, E. R.; Gidley, M. J.; Rees, D. A.: Conformations and interactions of pectins. II. Influence of residue sequence on chain association in calcium pectate gels. J. Mol. Biol. 155 (1982) 517-531
- Puff, T. und Stahl, W.: Dewatering of pre-consolidated coal fines by means of differential gas pressure. Aufbereitungs-Technik 32 (1991) 64-71.
- Ranby, B. G.: Weak links in polysaccharide chains as related to modified groups. J. Polym. Sci. 53 (1961) 131
- Randall, J. M.; Camirand, W.; Zaragosa, E.M.: Energieeinsparung durch Schnitzelkalkung. Zuckerind. 107 (1982)
- Ravanat, G.; Rinaudo, M.: Investigation on oligo- and polygalacturonic acid by potentiometry and circular dichroism. Biopolym. 19 (1980) 2209
- Rees, D. A.: Polysaccharide Shapes. London: Chapman & Hall, 1977
- Reinach, H.: Equilibrium and kinetics of dewatering in a centrifugal field and a piston press for highly compressible kaolin sludges. Dissertation Karlsruhe University, 1992
- Reinefeld, E.: unveröffentlicht (vgl. Abschlußbericht des AIF-Forschungsvorhabens Nr. 5781, 1985)
- Richter, E.; Ehwald, R.: Parenchymal transport of  $^{14}\text{C}$  sucrose and  $^{14}\text{C}$  mannitol in sugar beet roots after introduction via xylem vessel. Plant Sci. Lett. 32 (1983a) 177-181
- Roelofsen, P. A.; Houwink, A. L.: Architecture and growth of the primary cell wall in some plant hairs and in the Phycomyces sporangiophore. Acta Bot. Neerland. 2 (1953) 218-225
- Robards, A.: Ultrastruktur der pflanzlichen Zelle. Thieme, Stuttgart, 1974
- Roland, J.-C.; Reis, D.; Vian, B.: Liquid crystal order and turbulence in the planar twist of the growing plant cell walls. Tissue and Cell 24 (1992) 335-345
- Rombouts, F. M.; Thibault, J. F.: Enzymic and chemical degradation and the fine structure of pectins from sugar-beet pulp. Carbohydr. Res. 154 (1986a) 189-203
- Rombouts, F. M.; Thibault, J. F.: Feruloylated Pectic Substances from sugar beet pulp. Carbohydr. Res. 154

(1986b) 177 -187

- Rombouts, F. M.; Thibault, J. F.: Sugar-beet pectins: chemical structure and gelation through oxidative coupling. in: Chemistry and functions of pectins (Eds.: Fishman, M. L.; Jen, J. J.), Ch. 5, pp. 40-60, ACS (Amer. Chem. Soc.) Symposium Series 310 (1986c)
- Saftner, R. A.; Daie, J.; Wyse, R.E.: Sucrose uptake and compartmentation in sugar beet taproot tissue. *Plant Physiol.* 72 (1983) 1-6
- Schiweck, H.; Clarke, M.: Sugar. in: Ullmann's encyclopedia of Industrial Chemistry, 5<sup>th</sup> Ed., Vol. A 25. VCH, Weinheim 1984
- Schiweck, H.: Zucker, Rüben- und Rohr-. In: Ullmanns Encyclopädie der technischen Chemie, 4. Aufl., Bd. 24, Verlag Chemie, Weinheim, 1983
- Schiweck, H.: Beeinflußt die ionogene Zusammensetzung des Extraktionswassers das Pufferungssystem der Extraktion, die ionogene Zusammensetzung des Rohsaftes und die Abpreßbarkeit der extrahierten Schnitzel ? *Zucker* 24 (1971) 523-537
- Schneider, F. (Herausg.): Technologie des Zuckers, 2. Aufl. Schaper, Hannover, 1968
- Schneider, F.; Hoffmann-Walbeck, H. P.: Über die „Plasmolyse“ in den Zuckerrübenzellen. *Zucker-Beihefte* 2 (1952) 70-76
- Schwartzberg, H. G.: Expression-related properties, in: Physical properties of foods (Eds.: Peleg, M.; Bagley, E.B.). Chap. 16, 423-471. AVI Publ. Comp., Westport 1983.
- Sherwood, J. D.; Meeten, G. H.; Farrow, C. A.; Alderman, N. J.: Concentration profile within non-uniform mudcakes. *J. Chem. Soc. Faraday Trans.*, 87 (1991) 611-618
- Shirato, M.; Iwata, M.; Wakita, M.; Murase, T.; Hayashi, N.; Constant-rate expression of semisolid materials. *J. Chem. Eng. Japan* 20 (1987) 1-6
- Shirato, M.; Murase, T.; Atsumi, K.; Nagami, T.; Suzuki, H.: Creep constants in expression of compressible solid-liquid mixture. *J. Chem. Eng. Japan* 11 (1978) 334-336
- Shirato, M.; Murase, T.; Atsumi, T.; Aragaki, T.; Noguhchi, T.: Industrial expression equation for semisolid materials of solid-liquid mixture under constant pressure. *J. Chem. Eng. Japan* 12 (1979) 51-55
- Shirato, M.; Murase, T.; Iritani, E.; Nakatsuka, S.: The Terzaghi-Voigt combined model for constant-pressure consolidation of filter cakes and homogenous semi-solid materials. *Chem. Eng. Sci.* 41 (1986a) 3213-3218
- Shirato, M.; Murase, T.; Iritani, E.; Nakatsuka, S.: Filter cake dewatering by formation of bentonite skin layer on cake surface. *J. Chem. Eng. Japan* 18 (1985) 372-376
- Shirato, M.; Murase, T.; Iwata, M.: Theoretical and experimental studies in expression. *Mem. Fac. Eng., Nagoya Univ.* 38 (1986b) 42-85
- Shirato, M.; Murase, T.; Iwata, M.; Nakatsuka, S.: Analysis of consolidation process in filter cake dewatering by use of difficult-to-filter slurries. *J. Chem. Eng. Japan* 19 (1986c) 587-592
- Shirato, M.; Murase, T.; Tokunaga, A.; Yamada, O.: Calculations of consolidation period in expression operations. *J. Chem. Eng. Japan* 7 (1974) 229-231
- Shore, M.; Adams, J. A.; Broughton, N. W.; Bumstead, N. Jones, G.C.: Gips und andere Preßhilfsmittel für Schnitzel. *Zuckerind.* 107 (1982) 1011-1024
- Shore, M.; Adams, J. A.; Broughton, N. W.; Bumstead, N. Jones, G.C.: Ein Beitrag zur Chemie der Schnitzelpreßhilfsmittel. *Zuckerind.* 109 (1984) 215-221
- Silin, P. M.: Technology of beet-sugar production and refining. Israel Program for Scientific Translations, Jerusalem, 1964
- Smiles, D. E.; Kirby, J. M.; Little, I. P.: Hydrodynamic dispersion and chemical reaction in sodium bentonite during filtration in the presence of calcium sulfate. *Chem. Eng. Sci.* 51 (1995) 3647-3655
- Sorensen, P. B.; Moldrup, P.; Hansen, J. A. A.: Filtration and expression of compressible cakes. *Chem. Eng. Sci.* 51 (1996) 967 - 979

- Stehlik, V.: Listy cukrov. 88 (1972) 169-178
- Steinert, P.; Gallig, G.; Buttersack, C.: Die Zellwand im Speichergewebe der Zuckerrübenwurzel, Zuckerind. 115 (1990a) 95-102
- Steinert, P.; Gallig, G.; Buttersack, C.; Buchholz, K.: Die Ultrastruktur der Zuckerrübe während der industriellen Zuckergewinnung. Zuckerind. 115 (1990b) 840-851
- Sword, K. M. M.; Staehlin, L. A.: Analysis of extensin structure in plant cell walls, in: Modern methods of plant analysis (Eds.: Linskens, H. F.; Jackson, J. F.), New Series, Vol. 10, Springer 1989
- Taiz, L.: Plant cell expansion: regulation of cell wall mechanical properties. Ann. Rev. Plant Physiol. 35 (1984) 585-657
- Tanaka, T.; Fillmore, D.; Sun, S.-T., Nishio, I.; Swislow, G. Shah, A.: Phase transition in ionic gels. Phys. Rev. Lett 45 (1980) 1636-1639
- Tanaka, T.; Nishio, I.; Sun, S.-T., Ueno-Nishio., S: Collapse of gels in an electric field. Science 218 (1982) 467-469
- Tarrach, R.: Zur Kenntnis der Ionenaustausch-Eigenschaften der Zellwandsubstanz von Zuckerrüben, Dissertation, TU Braunschweig, 1985
- Terzaghi, K.: Berechnung der Durchlässigkeitsziffer des Tones aus dem Verlauf der hydrodynamischen Spannungserscheinungen. Sitzungsber. Akad. Wiss. Wien, Sect IIa, No. 132 (1923)
- Terzaghi, K.: Theoretische Bodenmechanik. Springer, Berlin (1954)
- Thibault, J.-F.: Characterization and oxidative cross-linking of sugar beet pectins extracted from cossettes and pulp under different conditions. Carbohydr. Polym. 8 (1988) 209
- Thibault, J.-F.; Guillon, F: Structure and properties of sugar beet pectins. 15<sup>th</sup> Conference on Sugar Processing Research. San Francisco, 1990
- Tiller, F. M. und Leu, W. F: Basic data fitting in filtration. J. Chinese Inst. Chem. Engrs. 11(1980), 61-70
- Tomos, A. D.: Cellular water relation of plants, in: Water science reviews (Ed.: Franks, F.), Cambridge Univ. Press 1988, Vol. 3, 186-277
- Torikata, Y.; Yano, T.: Consolidation of soybean protein coagulate. Agric. Biol. Chem. 51(1987), 2983-2988
- Tullin, V.: Morphologie der Zuckerrübe. Zucker 5 (1952) 433-444
- Ullmann's Encyclopedia of Industrial Chemistry, 5. Ed. VCH, Weinheim, 1994
- Valentin, P.: Korreferat zum Thema „Verdampfungstrocknung“ Zuckerind. 115(1990) 831-832
- van der Poel, P. W.; Lepoole, J. B.; Spit, B. J.; Waterman, H. I.: Low temperature beet diffusion II. Sugar (1958) (9) 26-27, 45
- Vogel, M.; Schiweck, H.: Polysaccharide in Rübenzuckersäften: Isolierung und Charakterisierung. Zuckerind. 113 (1988) 773
- Vorob'ev, E.I.; Shinkarik, M. N.: Mathematical model of separation of liquid and solid phases by compression. Theor. Osn. Khim. Teknol. 22(1988a); translation in: Theor. Found. Chem. Eng. 170-176
- Vorob'ev, E.I: Simultaneous analysis of sediment formation and pressing. Theor Osn. Khim. Teknol. 22(1988b) 661-667; translation in: Theor. Found. Chem. Eng. 462-468
- Vukov, K.: Mechanische Eigenschaften der Zuckerrübe. Die Zuckererzeugung (1958) (10) 245-247; (1958) (11) 267-270; (1959) (1) 9-12
- Vukov, K.: Physics and chemistry of sugar-beet in sugar manufacture. Akadémiai, Kiadó, Budapest, 1977
- Walkinshaw, M. D.; Arnott, S.: Conformations and interactions of pectins. II. Models for junction zones in pectinic acid and calcium pectate gels. J. Mol. Biol. 153 (1981) 1075-1085
- Waterman, H. I.; Poel, van der, P. W.; Alphen, J. D.: Low temperature beet diffusion I, Sugar (1958) (5) 29-31, 43
- Waterman, H. I.; Vlodrop, van, C.: Method for obtaining juice from beets at low temperature, Int. Sugar J. 39 (1937) 271-272
- Wen, L.F.; Chang, K.C.; Brown, G.; Gallaher, D.D: Isolation and Characterization of Hemicellulose and Cellulose from Sugar Beet Pulp. J. Food Sci. 53 (1988) 826-829

Wöhe, G.: Einführung in die Allgemeine Betriebswirtschaftslehre 19. Aufl., Verlag Vahlen, München, 1996  
Zagrodzki, S.; Kubiak, J.: Effect of temperature on the “plasmolysis“ of beet tissue and the value of the diffusion coefficient, Gaz. Cukr. 80 (1972) 217-219

# Lebenslauf

## Persönliche Daten:

Familienname: HUA  
Vorname: Yixiang  
Geburtsdatum: 31. 07. 1962  
Geburtsort: Provinz Hubei, V. R. China  
Familienstand: verheiratet; eine Tochter  
Staatsangehörigkeit: chinesisch

## Werdegang:

1969-1979 Grund- und Oberschule in Huangshi, Provinz Hubei, China  
1979-1983 Bachelorstudium des Chemieingenieurwesens am Institut für Chemische Technologie Wuhan, China  
1983-1986 Mitarbeiter an der Außenstelle Hankou der Huazhong Technischen Universität, China  
1986-1989 Masterstudium des Chemieingenieurwesens am Institut für Technologie Zhengzhou, China  
1989-1993 Mitarbeiter am städtischen Planungskomitee Wuhan, China  
Seit Februar 1994 Doktorand am Institut für Technologie der Kohlenhydrate an der TU Braunschweig, Deutschland